

S. GERSZONOWICZ

PROFESOR DE LA FACULTAD DE INGENIERÍA
DIRECTOR DEL INSTITUTO DE ELECTROTÉCNICA

**INTERRUPTORES
DE CORRIENTE ALTERNA
EN ALTA TENSIÓN**

MONTEVIDEO

R. O. DEL URUGUAY

1 9 4 7

S. GERSZONOWICZ

PROFESOR DE LA FACULTAD DE INGENIERÍA
DIRECTOR DEL INSTITUTO DE ELECTROTÉCNICA

**INTERRUPTORES
DE CORRIENTE ALTERNA
EN ALTA TENSIÓN**

MONTEVIDEO

R. O. del URUGUAY

1 9 4 7

DEL MISMO AUTOR :

UNIDADES ELÉCTRICAS y FOTOMÉTRICAS

MONTEVIDEO 1941

●

GALVANÓMETROS

MONTEVIDEO 1943

●

Derechos de autor reservados

Prefacio

La importancia de los interruptores en las instalaciones eléctricas de alta tensión, y la forma forzosamente incompleta en la cual el tema es tratado en las obras dedicadas a tales instalaciones, nos ha decidido a dedicar un volumen especial a estos aparatos.

Esta obra puede dividirse grosso-modo en cuatro partes. Los capítulos I-III tratan de los fenómenos básicos para la función del interruptor. Los capítulos IV-IX constituyen la descripción de los aparatos, el estudio de su funcionamiento y de sus ensayos. Los capítulos X-XIII tratan fundamentalmente de las reglas relativas a los interruptores; por su extensión y la forma crítica del estudio constituyen probablemente una innovación en la literatura técnica. El último capítulo está consagrado a la elección del aparato.

La función fundamental del interruptor es la de interrumpir correctamente las corrientes de corto-circuito. La dificultad del corte depende siempre de la corriente a interrumpir y, generalmente, de la tensión que reaparece entre los contactos en el instante de la extinción del arco. Las corrientes de corto-circuito y sus efectos se tratan en el capítulo I; la tensión que reaparece entre los contactos al extinguirse al arco, en el capítulo II.

El interruptor es uno de los elementos de la red, y sus características dieléctricas deben coordinarse con las de los otros elementos de la misma. El estudio del problema de la aislación es el objeto del capítulo III; además se hace en éste un estudio del arco y de los métodos de extinción rápida. Se termina el capítulo con una clasificación general de los interruptores y una definición de las magnitudes características de estos aparatos.

El capítulo IV estudia las partes fundamentales comunes a los diversos tipos de interruptores, o sea los contactos, el mecanismo de la transmisión del movimiento a la parte móvil, el movimiento de la parte móvil, los medios de aislación y el escape.

En los capítulos V y VI se describen los diversos tipos de interruptores. El capítulo V trata de los aparatos de aislación por aceite, examinándose en particular en forma crítica el "cálculo" del interruptor de ruptura libre. El capítulo VI trata de los aparatos de aislación por

aisladores sólidos, de pequeño volumen de aceite, de agua, de aire y de gases sublimados.

El capítulo VII trata de los comandos de los interruptores. En el capítulo VIII se estudia el problema de reenclavamiento automático y se describen los aparatos correspondientes. El capítulo IX está dedicado a los ensayos.

En el capítulo X se estudian las reglas relativas al funcionamiento normal y en corto-circuito de los interruptores y se proponen ciertas modificaciones de las reglas existentes. Se han considerado las reglas alemanas, francesas, inglesas, internacionales y norteamericanas.

Como la definición del poder de corte, la más importante de las características del interruptor, difiere en las reglas norteamericanas y europeas por el rol que se adjudica a la componente continua de la corriente de corto-circuito en la dificultad del corte, consideramos particularmente este problema en el capítulo XI.

En los capítulos XII y XIII seguimos comparando las reglas; en el capítulo XII consideramos las relativas al calentamiento, a las distancias de aislación y a los ensayos: dieléctricos, de poderes de corte y de cierre, de sobreintensidad de corta duración admisible y de solidez mecánica; en el capítulo XIII consideramos las relativas a los comandos.

El capítulo XIV estudia el importante problema de la elección del interruptor. Indicamos un procedimiento original a seguir para poder elegir un aparato tan razonadamente como es actualmente posible, y conocer el margen consentido al constructor. Por supuesto el procedimiento es más complicado que el comunmente adoptado, pero puede conducir a la elección de un aparato de características más ajustadas a las necesidades, con la consiguiente reducción del gasto sin sacrificio de la seguridad.

A causa de la guerra, no obstante haber dilatado la publicación de la obra, no pudimos conseguir cierto material informativo, de modo que nos excusamos si algún clisé no es tan claro como debiera ser, si algún aparato descrito no es del último modelo y si entre los aparatos seleccionados para la descripción no figuran los construidos por algunas casas que sin embargo han contribuido en forma importante al desarrollo de los interruptores.

La bibliografía comprende alrededor de 450 referencias, y es tan completa como lo ha permitido la biblioteca de nuestra Facultad. Algunos de los artículos sólo llegaron a nuestro conocimiento ya avanzada la impresión de la obra y no han podido ser aprovechados. A pesar de eso la obra representa bien el estado actual de la cuestión.

El libro pudo ser impreso gracias a la ayuda financiera de la Facultad de Ingeniería y de la ANCAP. Nos es grato agradecer muy particularmente al Consejo de la Facultad en las personas de los Ings. A. Maggi y V. I. García, Decano y ex-Decano respectivamente, y a los Ings. E. Terra Arocena y L. Giorgi, a los cuales debo la ayuda de la ANCAP.

Montevideo, agosto 1947.

INTERRUPTORES DE CORRIENTE ALTERNA EN ALTA TENSIÓN

CAPÍTULO I

Sobreintensidades y sus efectos

1. Generalidades.

Las sobreintensidades pueden deberse a una simple sobrecarga o a un corto-circuito, es decir, a un defecto grave de aislación, capaz de dejar pasar intensidades importantes. Sólo nos interesa esta última causa, que es preciso eliminar lo más rápidamente posible.

La sobreintensidad, pues, no siempre suministra un criterio correcto del defecto; existen sobreintensidades sin defecto y defectos sin sobreintensidad peligrosa en el lugar del accidente, por ejemplo en las horas de poca carga, cuando sólo trabaja una parte de los generadores, en general con excitación reducida.

El corto-circuito ocurre entre uno o varios conductores y tierra, o entre dos o más conductores entre sí, sin interesar la tierra. El defecto tiene generalmente cierta impedancia; se distingue a veces entre el corto-circuito «metálico» y el corto-circuito «por arco»; el primero puede presentarse a raíz de una falsa maniobra, pero es relativamente raro; observemos que un corto-circuito que comienza «por arco» puede transformarse en «metálico» por soldadura de las piezas.

Las causas de los corto-circuitos son diversas; pueden consistir en una falsa maniobra por parte del personal, en la acción del rayo,

en un defecto de aislación causado por la fatiga debida a las acciones repetidas de diversas sobretensiones, en un defecto ocasional de aislación causado, por ejemplo, por acumulación de polvo ligeramente conductor o por un contacto animal o vegetal (pájaros, ramas de árbol), etc. En el caso del rayo se puede distinguir entre los corto-circuitos producidos fuera del pararrayo y los provocados por el funcionamiento mismo de este aparato; los últimos deben considerarse mucho menos graves para la red porque, a menos de un funcionamiento defectuoso, el pararrayo los elimina inmediatamente sin intervención del interruptor.

Los efectos de los corto-circuitos son numerosos; los que nos interesan aquí son los térmicos, los mecánicos y los relativos al mantenimiento de la estabilidad de la transmisión de energía; no nos ocuparemos de la influencia sobre las líneas de corriente débil, aunque es evidente que para reducir al mínimo las perturbaciones en las líneas telefónicas se debe suprimir el defecto lo más rápidamente posible: éste fué uno de los principales motivos de las investigaciones que condujeron a los interruptores ultra-rápidos en las redes de tracción por corriente alterna.

Antes de precisar más los efectos mencionados, conviene examinar cómo varía la corriente durante los corto-circuitos en diferentes condiciones.

2. Corto-circuito polifásico completo de impedancia nula en los bornes de un alternador que funciona en vacío antes del accidente.

El problema del corto-circuito de los alternadores, muy estudiado y discutido, se complica enormemente cuando se quiere profundizar un poco los fenómenos, aún si se admiten ciertas hipótesis simplificadoras. Tales hipótesis consisten en: despreciar los efectos de la histéresis, despreciar el cuadrado de la resistencia del inducido frente al de las reactancias que intervienen, suponer que la curva de la tensión en vacío es sinusoidal, despreciar la saturación o sólo tenerla en cuenta mediante una modificación del valor de las reactancias empleadas, despreciar los armónicos de la f.m.m. del inducido debidos a la distribución no sinusoidal de los devanados, suponer constante la velocidad de la máquina y admitir que la variación de los flujos abrazados por los distintos arrollamientos cerrados es nula en el instante del corto-circuito.

Con estas aproximaciones la corriente de corto-circuito comprende:

- 1) una componente alterna permanente ⁽¹⁾

$$i_p = \frac{E'_m}{X_d} \cos (wt + \alpha) \quad (1)$$

X_d es la reactancia síncrona longitudinal ⁽²⁾ en régimen permanente o sea la reactancia de *Behn-Eschenburg* relativa a la máquina no saturada; E'_m es la f.e.m. en vacío de la máquina, supuesta no saturada, antes del accidente: $E' = E'_m / \sqrt{2}$ se medirá pues sobre la tangente en el origen a la característica en vacío de la máquina; α es el ángulo eléctrico que forma en el instante inicial del corto-circuito el eje del rotor con el de la fase considerada del inducido.

Recordemos que al decir reactancias longitudinales y transversales se entiende que los ejes de los campos giratorios del inducido y del inductor coinciden o están en cuadratura respectivamente.

- 2) dos componentes alternas transitorias, de las que la primera, llamada subtransitoria,

$$\Delta i_{st} = E_m \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-t/T''} \cos (wt + \alpha) \quad (2)$$

se extingue rápidamente, en pocos períodos, mientras que la segunda, llamada transitoria,

$$\Delta i_t = \left(\frac{E_m}{X'_d} - \frac{E'_m}{X_d} \right) e^{-t/T'} \cos (wt + \alpha) \quad (3)$$

se mantiene mucho más tiempo.

X'_d es la reactancia transitoria longitudinal, que representa la reactancia de fugas entre el inducido y el inductor, reducida al inducido; X''_d es la reactancia subtransitoria longitudinal, que representa la reactancia de fugas entre el inducido, el inductor y el amortiguador, reducida al inducido; $E = E_m / \sqrt{2}$ es el valor eficaz de la f.e.m. en vacío de la máquina, medida sobre la característica en vacío.

(1) Tratándose de funciones sinusoidales las minúsculas representan los valores instantáneos, las mayúsculas los valores eficaces y las mayúsculas con subíndice m los valores máximos.

(2) Para facilitar la coordinación con los trabajos originales de los autores norteamericanos, designaremos las reactancias longitudinales y transversales mediante los subíndices d (direct) y q (quadrature), en vez de usar l y t respectivamente, como lo exigiría la nomenclatura castellana.

En ausencia de amortiguador y con el hierro del inductor infinitamente dividido, tendríamos sólo dos circuitos en presencia y por lo tanto $X'_d = X''_d$: la componente subtransitoria no existiría. Pero la experiencia demuestra que en realidad, aún sin amortiguador y con rotor laminado se debe tomar X''_d del orden de 0,9 X'_d ; con amortiguador, la relación X''_d/X'_d está comprendida entre 0,5 y 0,75 aproximadamente (ver el cuadro I, pág. 11).

La constante de tiempo T'' puede tomarse del orden de 0,04 s, mientras que la constante T' puede ser fácilmente mayor que 1 s (ver el cuadro I). En un pasado aún próximo, cuando el tiempo de funcionamiento del relé más la duración total de corte del interruptor, es decir, el tiempo que transcurre entre el instante de producirse el defecto y el de extinción definitiva de los arcos del interruptor, era importante, no había necesidad de tener en cuenta la componente subtransitoria de la corriente, ya extinguida en el momento inicial de la separación de los contactos del interruptor. Pero las condiciones actuales son diferentes: la duración total de corte de los interruptores modernos varía entre 2 y 8 períodos, y el tiempo de funcionamiento de los relés rápidos es de 1 período, de manera que es preciso tener en cuenta la componente subtransitoria.

La constante T' se calcula frecuentemente a partir de la constante de tiempo T'_0 del arrollamiento inductor en circuito abierto; se tiene

$$T' = \sigma T'_0 = \frac{X'_d}{X_d} T'_0 \quad (4)$$

donde σ es el coeficiente de dispersión relativo a los arrollamientos inducido e inductor.

La componente alterna total o corriente simétrica de corto-circuito polifásico simultáneo entre todas las fases se escribe pues

$$i_s = E_m \left[\frac{p}{X_d} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-t/T''} + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{p}{X_d} \right) e^{-t/T'} \right] \cos(\omega t + \alpha) \quad (5)$$

siendo

$$p = \frac{E'_m}{E_m} \quad (6)$$

3) una componente asimétrica, llamada también continua, que representa el término transitorio del establecimiento de la corriente

en el circuito inducido, y que depende esencialmente del instante en que se produce el defecto.

Como introducción a su estudio consideremos la aplicación brusca de una d.d.p. $E_m \sin(\omega t + \alpha)$ a un devanado del inducido, de resistencia R y coeficiente de self $L = X/\omega$ supuesto constante. Si $R^2 \ll X^2$ la corriente es

$$i = \frac{E_m}{X} \sin\left(\omega t + \alpha - \arctg \frac{X}{R}\right) - \frac{E_m}{X} e^{-t/\tau} \sin\left(\alpha - \arctg \frac{X}{R}\right) \quad (7)$$

con $\tau = X/R\omega$. El valor de α puede ser cualquiera; el valor inicial de la componente continua es máximo si $\alpha = \arctg X/R \pm (2n+1)\pi/2$ (n entero), y nulo si $\alpha = \arctg X/R \pm n\pi$. Salvo en ciertos ensayos de laboratorio en los que se pueden producir defectos en instantes elegidos a voluntad por medio de dispositivos de sincronización, el valor de la componente continua depende del azar.

En el caso de la aplicación brusca de un conjunto polifásico simétrico de d.d.p.s a m devanados del inducido idénticos, cuyos ejes forman entre sí ángulos de $2\pi/m$, se deben componer las f.m.m.s producidas por las componentes asimétricas de todas las fases: en un punto de la periferia del estator, definido por el ángulo eléctrico β respecto del eje de la primera fase, la f.m.m. resultante es proporcional a

$$\frac{m}{2} \frac{E_m}{X} e^{-t/\tau} \sin\left(\alpha - \beta - \arctg \frac{X}{R}\right)$$

Es el término transitorio de establecimiento del campo giratorio del inducido, campo que en ningún caso puede establecerse bruscamente, aún cuando la componente continua puede, según el valor de α , ser nula en una de las fases, o en dos si m es par. Este campo transitorio es de dirección fija; vamos a examinar su acción sobre el inductor.

Supongamos primero el inductor monofásico, o sea con un solo arrollamiento y con el hierro infinitamente dividido. El campo transitorio del inducido produce en él una corriente sinusoidal de pulsación fundamental, amortiguada, que crea un campo alterno amortiguado o sea dos campos giratorios amortiguados, de igual amplitud, que giran en sentidos opuestos: uno de ellos es fijo con respecto al inducido y constituye la reacción propiamente dicha; el otro produce en el inducido corrientes de pulsación 2ω .

Supongamos ahora que el inductor posee un segundo arrollamiento cuyo eje coincide con el eje transversal. Si ambos arrollamientos son idénticos y están cerrados sobre circuitos idénticos, el

inductor es difásico y las corrientes producidas en él por el campo transitorio del inducido crean un campo amortiguado fijo en el espacio: el armónico 2 no aparece en el inducido. El mismo resultado se obtiene evidentemente con un rotor polifásico de más de dos fases.

Las corrientes inducidas en la masa del rotor y en el amortiguador, cuando éste existe, pueden llegar así a eliminar el armónico 2 en el inducido; en efecto, la amplitud inicial de este armónico depende de la diferencia entre las inversas de las reactancias subtransitorias, longitudinal X''_d y transversal X''_q . La expresión de la corriente total asimétrica es

$$I_{as} = -\frac{E_m}{2} \left(\frac{1}{X''_d} + \frac{1}{X''_q} \right) e^{-t/T} \cos \alpha + \\ + \frac{E_m}{2} \left(\frac{1}{X''_q} - \frac{1}{X''_d} \right) e^{-t/T} \cos (2\omega t - \alpha) \quad (8)$$

con

$$T = \frac{2X''_d X''_q}{R(X''_d + X''_q)w} \quad (9)$$

A los efectos del estudio de los fenómenos de la interrupción se suele no tener en cuenta el armónico 2. Se escribe pues

$$I_{as} = I_c = -\frac{E_m}{X''_d} e^{-t/T} \cos \alpha \quad (10)$$

debiéndose modificar el valor inicial de la componente continua para responder a la condición de continuidad de la corriente, nula antes del corto-circuito. En cambio se puede conservar en la expresión aproximada (10) el valor de T dado por (9). La expresión (10) es en general completamente correcta puesto que en las máquinas modernas, con amortiguador, la diferencia entre X''_d y X''_q es despreciable.

La corriente total de corto-circuito se escribe pues

$$i_t = E_m \left[\frac{p}{X_d} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-t/T''} + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{p}{X_d} \right) e^{-t/T'} \right] \cos (\omega t + \alpha) - \frac{E_m}{X''_d} e^{-t/T} \cos \alpha \quad (11)$$

Consideremos ahora el valor eficaz I_s de la corriente simétrica de corto-circuito y el valor eficaz I_t de la corriente total, asimétrica,

de corto - circuito. Estos dos valores se entienden *en un instante dado* y no deben confundirse con el valor eficaz de la corriente en un *intervalo de tiempo dado*, que se definirá en el parágrafo 11.

El valor eficaz de la corriente simétrica en un instante cualquiera t se define por

$$I_s = \frac{E_m}{\sqrt{2}} \left[\frac{p}{X_d} + \left(\frac{1}{X_d''} - \frac{1}{X_d'} \right) e^{-t/T''} + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{X_d'} - \frac{p}{X_d} \right) e^{-t/T'} \right] \quad (12)$$

o sea, en valores reducidos

$$S_s = V \left[\frac{p}{x_d} + \left(\frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d'} \right) e^{-t/T''} + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{x_d'} - \frac{p}{x_d} \right) e^{-t/T'} \right] \quad (12a)$$

poniendo

$$S = \frac{I}{I_n} \quad (13)$$

$$V = \frac{E}{U_n} \quad (14)$$

$$x = \frac{X}{U_n / I_n} \quad (15)$$

U_n e I_n son respectivamente los valores nominales de la tensión y de la corriente.

Llamemos I_p a la corriente permanente de corto - circuito

$$I_p = \frac{p E}{X_d} \quad (16)$$

I' a la corriente transitoria de corto - circuito

$$I' = \frac{E}{X_d'} \quad (17)$$

e I'' a la corriente subtransitoria de corto - circuito

$$I'' = \frac{E}{X_d''} \quad (18)$$

Con estas notaciones la relación (12) se escribe

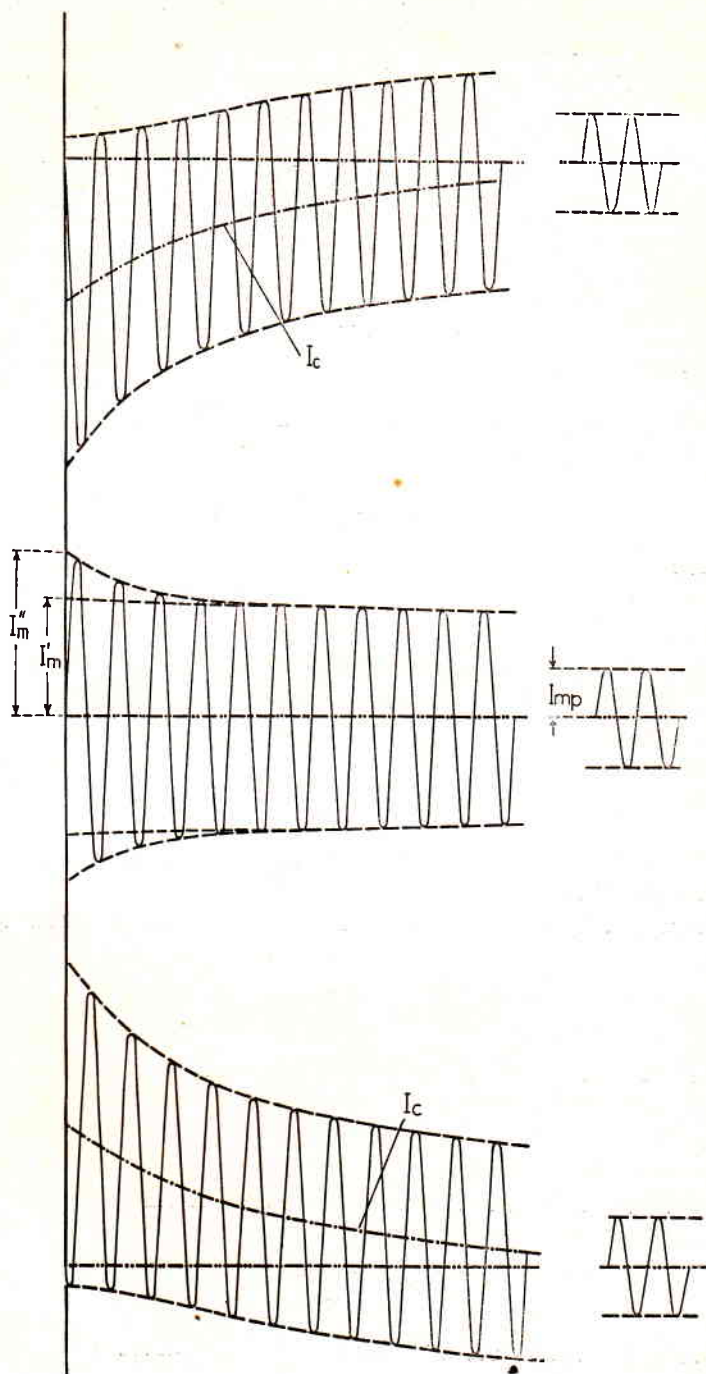


Fig. 1

$$I_s = I_p + (I^n - I') e^{-t/T^n} + (I' - I_p) e^{-t/T'} \quad (19)$$

expresión general muy importante, válida para toda clase de defectos, tanto en los bornes del alternador como con interposición de impedancias entre la máquina y el lugar del accidente, a condición de introducir valores adecuados, que se precisarán oportunamente, de I_p , I' , I'' , T' y T'' .

El valor eficaz de la corriente total, asimétrica, en un instante cualquiera t es

$$I_t = \sqrt{I_s^2 + I_c^2} = \sqrt{I_s^2 + (I^n \sqrt{2} \cos \alpha e^{-t/T})^2} \quad (20)$$

o sea, en valores reducidos

$$S_t = \sqrt{S_s^2 + \left(\frac{V \sqrt{2}}{x_d^n} \cos \alpha e^{-t/T} \right)^2} \quad (20a)$$

Se sobreentiende que I_t varía con la fase considerada. El mayor valor inicial posible de I_t es $I'' \sqrt{3}$, cuando $\cos \alpha = 1$.

La evaluación de I_s o de I_t se hace frecuentemente a partir de un oscilograma, como por ejemplo el de la fig. 1, que representa $i_t(t)$ para las tres fases de un corto-circuito trifásico, producido en el instante en que $\alpha = -\pi/2$ para la segunda fase, o sea, cuando la corriente simétrica de la segunda fase pasa por cero. Para trazar la fig. 1 hemos admitido que $V = 1$ (excitación regulada de manera que la f.e.m. en vacío sea igual al valor nominal de la tensión), $p = 1,2$, $x_d = 1$, $x'_d = 0,35$, $x''_d = x''_q = 0,28$, $T = 0,1$ s, $T' = 1,2$ s, $T'' = 0,03$ s.

A los efectos de la evaluación mencionada, se trazan las curvas lugares de los valores de cresta de la corriente, llamadas envolventes; el ancho de la banda, o sea la distancia, medida sobre una paralela al eje de ordenadas, entre las dos envolventes, representa en cada instante $2 I_m$. Se observa que al principio del corto-circuito el ancho disminuye rápidamente debido al amortiguamiento de la componente subtransitoria; el ancho en el instante inicial representa $2 I''_m$. En realidad es necesario extrapolar para llevar las envolventes hasta el eje; la determinación de I''_m puede hacerse más exactamente llevando a escala logarítmica los valores de cresta de la corriente, con lo cual $I_m(t)$ se transforma de una exponencial en una recta.

Se puede extrapolar hasta el eje de ordenadas la parte de la envolvente lentamente amortiguada (fase 2, fig. 1); el ancho en el

origen así obtenido representa $2I'_m$ ⁽¹⁾. La extrapolación se hará preferentemente trazando $I_m(t)$ en papel semi-logarítmico, por igual razón que para la medida de I'' .

Para poner en evidencia la componente continua se trazan las curvas promedio de las envolventes; sus ordenadas representan en cada instante I_c en las fases respectivas. La determinación de los valores de I_c en las tres fases permite una verificación del valor de I'' .

En efecto, los valores iniciales de I_c son, en las tres fases,

$$\frac{E_m}{X''_d} \cos \alpha, \frac{E_m}{X''_d} \cos \left(\alpha - \frac{2\pi}{3} \right),$$

$$\frac{E_m}{X''_d} \cos \left(\alpha - \frac{4\pi}{3} \right)$$

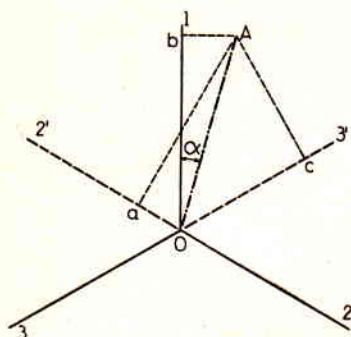


Fig. 2

y están representados por las proyecciones de $OA = E_m/X''_d = I''_m$ sobre los ejes 01 , 02 y 03 respectivamente. Basta pues llevar sobre $02'$, 01 y $03'$ los valores absolutos iniciales oa , ob y oc de I_c en las fases 2, 1 y 3 (**fig. 2**); las perpendiculares elevadas en a , b y c a $02'$, 01 y $03'$ respectivamente, deben cortarse en A , lo que determina OA .

Es evidente que la precisión de las determinaciones puede ser disminuida por la presencia del armónico 2.

Damos en el cuadro I los valores de las constantes x_d , x'_d , x''_d , x''_q , T'' , T'_o , T' y T de las máquinas síncronas de fabricación norteamericana, según *Park y Robertson, Kilgore, Wright, Hanna*. El alcance de estos valores será precisado en el parágrafo que sigue.

3. Influencia de la saturación sobre las reactancias y las constantes de tiempo empleadas en el cálculo de las corrientes de corto-circuito.

En el caso del corto-circuito en los bornes de la máquina, que se consideró más arriba, la acción desmagnetizante final del inducido es en general de suficiente importancia como para que se pueda, sin error apreciable, suponer la máquina no saturada para todos los valores que puede tomar la corriente de excitación. Por consiguiente

(1) Tal es uno de los procedimientos para la determinación de X'_d ; pero el valor así obtenido no corresponde exactamente a la reactancia de fugas definida más arriba.

CUADRO I

(Se indican los valores extremos, o el más frecuente, o los tres)

	Turbo generadores de rotor sólido		Turbo generadores de rotor laminado	Generadores y motores de polos salientes		Condensadores síncronos
	2 polos	4 polos		con amortiguador	sin amortiguador	
x_d	0,95—1,1 —1,4	0,95—1,1 —1,4	0,95—1,1—1,4	0,6—1,15 —1,45	0,6—1,15—1,45	1,5—1,8 —2,2
x_q	0,92—1,07—1,37	0,92—1,07—1,37	1,05	0,4—0,75 —1	0,4—0,75—0,95	0,95—1,15 —1,4
x'_d	0,12—0,15—0,21	0,2—0,23—0,28	0,15—0,25	0,2—0,35 —0,5	0,2—0,35—0,55	0,3—0,4 —0,6
x'_q	0,12—0,15—0,21	0,2—0,23—0,28	1,05	0,4—0,75 —1	0,4—0,75—0,95	0,95—1,15 —1,4
x''_d	0,07—0,09—0,14	0,12—0,14—0,17	0,08—0,12	0,13—0,24—0,35	0,18—0,3—0,50	0,18—0,25 —0,38
x''_q	0,07—0,09—0,14	0,12—0,14—0,17	0,20—0,30	0,13—0,24—0,35	0,4—0,75—0,9	0,18—0,25 —0,38
T^{10}_s	2,8—4,4—6,2	4—6,2 —9,2	4—9	1,5—5,6—9,5	3—6,6—10,5	6—9—11,5
T^{1}_s	0,35—0,6—0,9	0,8—1,3 —1,8		0,5—1,8—3,3	1—2—3,3	1,2 —2—2,8
T^{II}_s	0,02—0,035—0,05	0,02—0,035—0,05		0,01—0,035—0,05		0,02—0,035—0,05
T_s	0,04—0,09—0,15	0,15—0,2—0,35		0,03—0,15—0,25	0,1—0,3 —0,5	0,1—0,17 —0,3

la hipótesis de la saturación despreciable está justificada en lo que se refiere a la corriente permanente de corto-circuito y a la reactancia X_d , pero no es lícita en el caso de las reactancias X'_d y X''_d , es decir, para el cálculo de las corrientes transitoria y subtransitoria de corto-circuito, porque en el instante inicial del defecto el estado de saturación de la máquina es el mismo que antes del defecto.

Resulta que X'_d y X''_d dependen de la corriente de excitación antes del accidente o, si se prefiere, de las corrientes reducidas de corto-circuito (permanente, transitoria o subtransitoria), por ser a su vez éstas, en una máquina dada, función del valor de la corriente de excitación. Las reactancias X'_d y X''_d pueden disminuir en forma notable cuando aumenta la saturación; las curvas de la **fig. 3** (*Wright*) dan algunos ejemplos de la variación de x''_d con I''/I_n : a y b corresponden a máquinas de polos salientes con

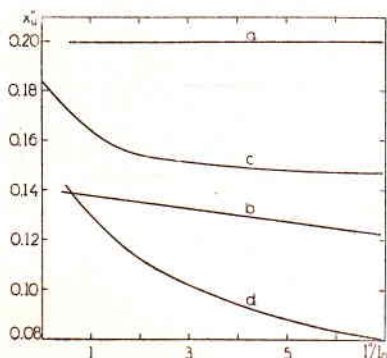


Fig 3

amortiguador, a - condensador síncrono 30 MVA, b - generador 5 MVA; c y d corresponden a turbogeneradores, c - 75 MVA, d - 9,4 MVA. Los valores de x'_d y x''_d indicados en el cuadro I del párrafo precedente corresponden al grado de saturación de la máquina funcionando en vacío bajo la excitación relativa a la tensión nominal, y son los que, salvo casos especiales, se emplean en los cálculos.

CUADRO II

Reactancia	Generadores de polos salientes		Turbo generadores de rotor sólido	
	con amortiguador	sin amortiguador	2 polos	4 polos
X''_d y X_2 ⁽¹⁾	1,0	0,88	0,65	0,77
X'_d	0,88	0,88	0,88	0,88
X_0 ⁽²⁾	1	1	1	1

(1) X_2 es la reactancia a las corrientes inversas; ver el párrafo 7.

(2) X_0 es la reactancia a las corrientes homopolares; ver el párrafo 8.

La variación depende mucho de la clase de máquina; a título de información se consignan en el cuadro II los coeficientes medios (Kilgore) que representan la relación entre el valor de una reactancia con la saturación definida en el párrafo precedente y el de la misma reactancia sin saturación.

La experiencia demuestra que la variación usual de la excitación no afecta prácticamente las constantes de tiempo T'_0 , T y T'' . La constante de tiempo T' varía pues como X'_d .

Cuando se intercala una impedancia algo considerable entre el alternador y el punto del defecto, es necesario tener en cuenta la saturación para calcular la corriente permanente de corto-circuito; volveremos sobre este punto en el párrafo siguiente. Los valores de X_d indicados en el cuadro I del párrafo precedente se refieren a la máquina no saturada.

4. Corto-circuito polifásico completo a través de impedancias constantes en serie, en un alternador que funciona en vacío antes del accidente.

Es un caso de gran importancia puesto que a él se reduce el cálculo de las corrientes de defecto cuando éste se produce en la red o aún en los bornes del alternador, si el corto-circuito no es polifásico completo.

Sea $Z_{1e} = R_{1e} + j X_{1e}$ la impedancia en serie con cada una de las fases del alternador; con las reservas que veremos en seguida se puede escribir:

$$I_p = \frac{\rho E}{|X_d + Z_{1e}|} \quad (21)$$

$$I' = \frac{E}{|X'_d + Z_{1e}|} \quad (22)$$

$$I'' = \frac{E}{|X''_d + Z_{1e}|} \quad (23)$$

valores que se utilizarán en las relaciones (19) y (20) para calcular I_s e I_t respectivamente; los valores de T , T' y T'' que se deben utilizar se especificarán más adelante.

Supongamos primero que la saturación no interviene. Con esta condición, cualquiera que sea el valor de R_{1e}/Z_{1e} la expresión (21) es siempre válida, a condición de que la relación $(X_d + X_{1e})/(X_q + X_{1e})$ no difiera prácticamente de la unidad; en caso contrario se obtienen

mejores resultados a partir del diagrama de *Blondel*, que se resume en las ecuaciones

$$pE = R_{1e} I_p + (X_d + X_{1e}) I_{pd} + (X_q + X_{1e}) I_{pq} \quad (24)$$

$$I_p = I_{pd} + I_{pq} \quad (25)$$

I_{pd} e I_{pq} son las proyecciones de I_p sobre E y sobre la normal a E respectivamente.

De (24) y (25) se deduce

$$I_p = \frac{pE \sqrt{R_{1e}^2 + (X_q + X_{1e})^2}}{R_{1e}^2 + (X_d + X_{1e})(X_q + X_{1e})} = \frac{pE}{|X_d + Z_{1e}|} k \quad (26)$$

donde el factor de corrección k es

$$k = \sqrt{1 + \left(\frac{1 - A}{AB + 1/B} \right)^2} \quad (27)$$

con $A = (X_d + X_{1e})/(X_q + X_{1e})$ y $B = R_{1e}/(X_d + X_{1e})$.

Se observa que, dado A , k es máximo para $R_{1e}^2 = (X_d + X_{1e}) \times (X_q + X_{1e})$; en general el factor de corrección es muy próximo a 1.

La determinación más exacta de I' e I'' cuando R_{1e} es impor-

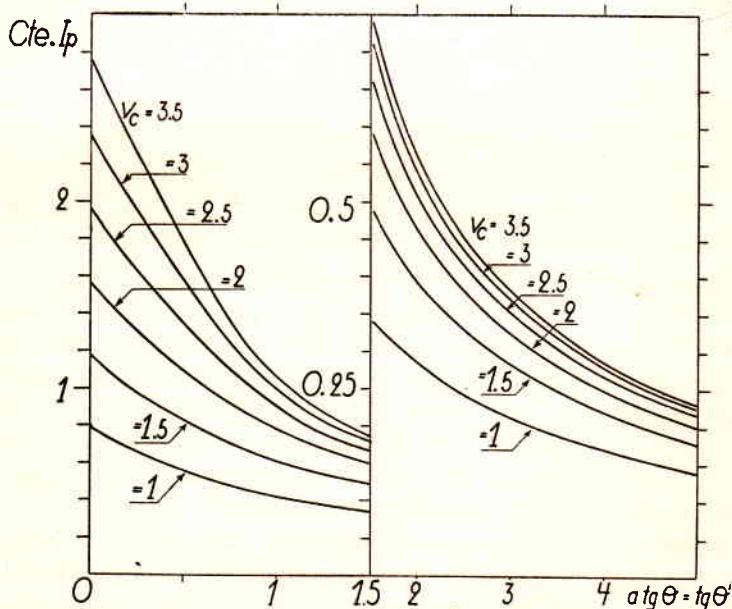


Fig. 4

tante es mucho más compleja, salvo si el rotor se puede considerar monofásico. En este caso sólo interesa I' , que se calcula multiplicando el valor obtenido a partir de (22) por un factor de corrección cuya expresión es aún (27) pero con $A = (X'_d + X_{1e})/(X_q + X_{1e})$ y $B = R_{1e}/(X'_d + X_{1e})$.

No obstante, R_{1e}^2 es en general relativamente pequeño frente a $(X_{1e} + X''_d)^2$ y las relaciones (21), (22) y (23) son de exactitud suficiente en los casos usuales.

Los valores de las reactancias reducidas transversales, síncrona x_q y transitoria x'_q , están consignados en el cuadro I.

Si la saturación en régimen permanente de corto-circuito es pronunciada, lo que ocurre si X_{1e} es suficientemente grande, se determina la corriente permanente I_p por la construcción de Potier; para facilitar esta tarea la V.D.E. estableció en las reglas R.E.H. 1929 unas curvas que permiten el cálculo rápido de dicha corriente. Aunque la V.D.E. suprimió estas curvas en las reglas R.E.H. 1937, las seguimos creyendo útiles, pero no exentas de crítica, por lo cual propusimos en 1941 las curvas modificadas reproducidas en la fig. 4. Están basadas en las hipótesis de que la resistencia del circuito es pequeña frente a su reactancia y de que la característica en vacío de la máquina es la normal V.D.E., es decir, responde a los valores del cuadro III, donde i_n designa el valor particular de la corriente de excitación i al que corresponde en vacío una f.e.m. igual a la tensión nominal U_n .

CUADRO III

$V = E/U_n$	0	0,58	1	1,21	1,33	1,40	1,46	1,51
$v = i/i_n$	0	0,5	1	1,5	2	2,5	3	3,5

Despreciar la resistencia del circuito se traduce, en promedio, si $\cos \varphi = 0,2$, en un error por exceso que varía entre $\sim 2,5 \%$ para $I = 0,5 I_n$ y $\sim 0,5 \%$ para $I = 1,5 I_n$. Si $V(v)$ difiere en 10% de la normal, se encuentran errores del orden de 0 a 2% en las corrientes importantes de corto-circuito, y mayores en las corrientes pequeñas.

El modo operatorio es el siguiente: se calcula el término v'/x_s , donde $1/v'$ es la relación de corto-circuito, es decir, el cociente de dividir por la corriente nominal la corriente de corto-circuito correspondiente al alternador funcionando en vacío con la tensión nominal en los bornes, y x_s es la reactancia reducida de fugas, de Potier. Las curvas de la fig. 5 dan $\tan \theta = 1/(v'/x_s - 0,815)$ en función de

v'/x_s , donde θ es el ángulo agudo del triángulo de *Potier* adyacente al eje de las abscisas; sobre la curva de la **fig. 4**, que tiene por parámetro $v_o = v'$, y para $\text{tg } \theta' = \text{tg } \theta$ que acabamos de determinar, se encuentra *Cte. I_p* , igual aquí a I_n : queda así determinada la escala de corrientes de corto-circuito de la máquina considerada.

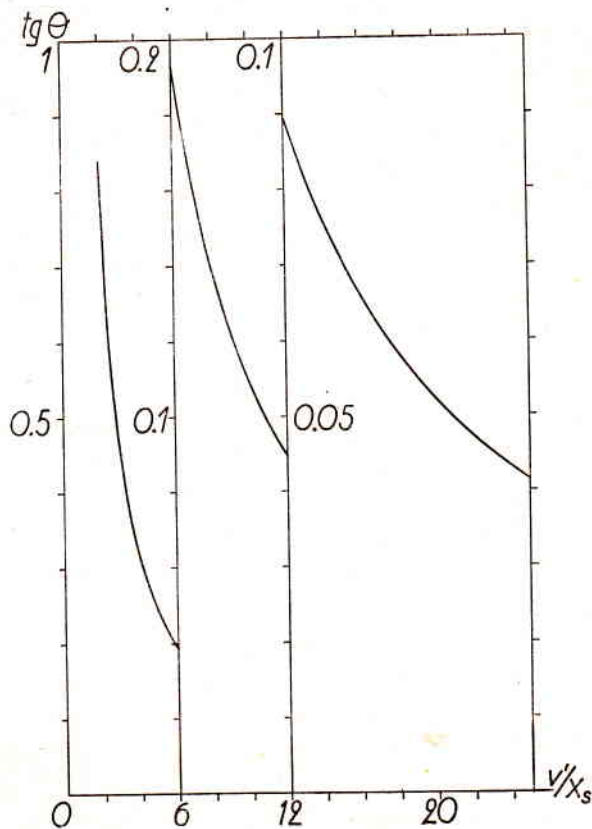


Fig 5

Busquemos ahora la corriente de corto-circuito para una excitación reducida del alternador igual a v_1 y para una reactancia reducida x_{1e} en serie con la máquina. Hagamos

$$a = \frac{x_s + x_{1e}}{x_s} \quad (28)$$

a se llama distancia numérica de corto-circuito. Entonces basta llevar el valor de $\text{tg } \theta' = a \text{ tg } \theta$ sobre la curva de la **fig. 4**, que tiene $v_o = v_1$ como parámetro, para encontrar *Cte. I_p* , donde I_p re-

presenta la intensidad buscada; el problema está resuelto porque la constante ya se determinó antes.

Constantes de tiempo. — Se puede admitir, en primera aproximación, que T'' no varía y que

$$T' = \frac{X'_d + X_{1e}}{X_d + X_{1e}} T'_0 \quad (29)$$

Si R_{1e} es importante, es más exacto tomar

$$T' = \frac{R_{1e}^2 + (X_q + X_{1e})(X'_d + X_{1e})}{R_{1e}^2 + (X_q + X_{1e})(X_d + X_{1e})} T'_0 \quad (30)$$

Se determinará T por

$$T = \frac{X_s + X_{1e}}{R_{1e} \omega} \quad (31)$$

incluyendo en R_{1e} la resistencia del alternador, si es necesario.

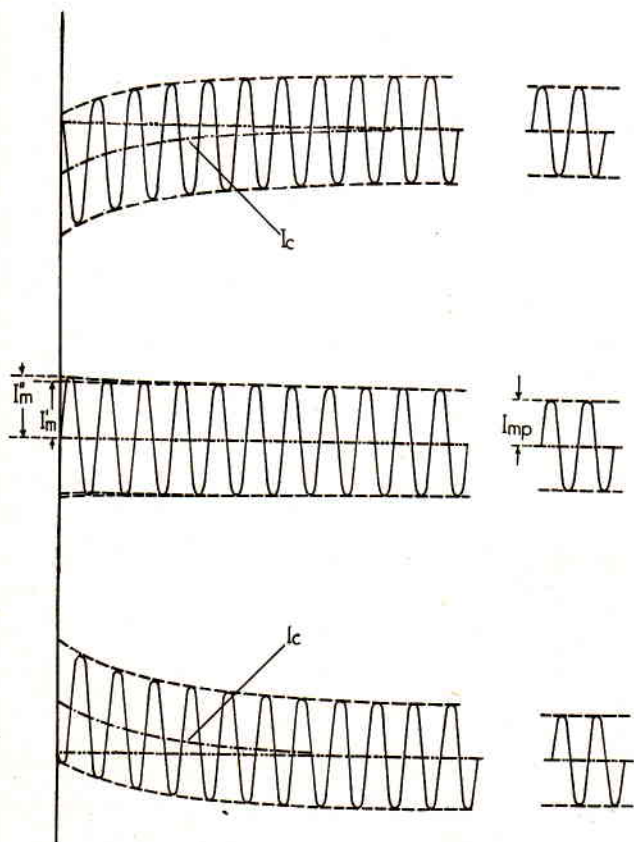


Fig. 6

Es evidente que la variación de la reactancia del alternador en función del tiempo influye tanto menos sobre la corriente de corto-circuito cuanto menor es X_d frente a Z_{1e} .

La **fig. 6** representa las curvas $i_t(t)$, análogas a las de la **fig. 1**, con $Z_{1e} = jX_d$, $T = 0,05$ s, $T' = 0,8$ s, siendo los otros datos los mismos que en la **fig. 1**.

Mayor valor de cresta de la corriente en el inducido y tiempo de extinción de la componente continua. — La resistencia influye particularmente sobre la componente continua y el armónico 2, que se amortiguan rápidamente cuando la resistencia crece.

Examinaremos aquí como varían con la resistencia el mayor valor de cresta posible de la corriente en el inducido y la duración práctica de extinción de la componente continua, limitándonos, para simplificar, al caso de una d.d.p. sinusoidal de amplitud constante $e = E_m \sin(\omega t + \alpha)$ aplicada a un circuito que comprende en serie una resistencia R y una self-inducción $L = X/\omega$ constantes. En estas condiciones el mayor valor de cresta alcanza el más grande valor posible i_{max} si el circuito se cierra en el instante en que la d.d.p. pasa por cero, y esto independientemente del valor del factor de potencia del circuito. Si $R = 0$, se tiene $i_{max} = 2 I''_m = 2 E_m/L\omega$; la relación i_{max}/I''_m es tanto menor cuanto mayor es el factor de potencia del circuito

$$\cos \varphi = \frac{R}{Z} = \frac{1}{\sqrt{1 + \tau^2 \omega^2}} \quad (32)$$

con $\tau = L/R$.

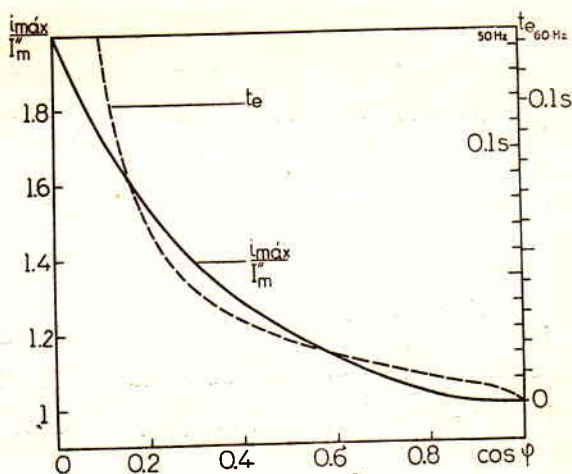


Fig. 7

La componente continua se extingue, a menos de 1 %, en

$$t_e = 4,6 \tau = \frac{4,6}{\omega} \operatorname{tg} \varphi$$

En la fig. 7 hemos representado $i_{max}/I''_m (\cos \varphi)$ y $t_e (\cos \varphi)$ para las frecuencias de 50 y 60 Hz.

En realidad el problema es mucho más complicado; por una parte, la saturación aumenta el valor de cresta; por otra, la amplitud de la f.e.m. de la máquina, contra la hipótesis anterior, disminuye, lo que tiende a compensar el efecto de la saturación. Pero las curvas de la fig. 7 son interesantes como una primera aproximación.

5. Corto - circuito polifásico completo de impedancia nula en los bornes de un alternador que funciona en carga en el instante del defecto.

Las corrientes I_s e I_t se determinan por las relaciones (19) y (20) respectivamente; se toman las mismas constantes de tiempo que en el parágrafo 2. Si se supone la máquina no saturada, la componente permanente I_p se obtiene por la relación (16), como en el parágrafo 2; pE se mide sobre la tangente en el origen a la característica en vacío para la corriente de excitación de la máquina. Si hubiera que tener en cuenta la saturación, se aplicaría el método ya considerado, basado en el diagrama de *Potier* (parágrafo 4, figs. 4 y 5).

Las f.e.m.s que intervienen en la determinación de I' e I'' son las que permanecen constantes en el instante del defecto; se podría, para las dos corrientes, considerar la f.e.m. resultante (externa) determinada por el diagrama de *Potier* en los turboalternadores de rotor sólido y en las máquinas de polos salientes con amortiguador en ambos ejes, o la f.e.m. directa (interna) determinada por el diagrama de *Blondel* en las máquinas de polos salientes sin amortiguador en el eje transversal. Pero para poder calcular indiferentemente las corrientes I' e I'' de corto - circuito, ya sea directamente, como hasta ahora, ya sea aplicando el teorema de *Thévenin* (ver el capítulo XIV), se determinará la f.e.m. E'_1 que produce I' , por la relación

$$E'_1 = U + X'_d I \quad (33)$$

donde U e I son la tensión y la corriente de la máquina un instante antes del defecto. La f.e.m. E''_1 que origina I'' se calculará a partir de

$$\mathbf{E}''_1 = \mathbf{U} + \mathbf{X}''_d \mathbf{I} \quad (34)$$

Se tiene pues

$$I^1 = \frac{E^1_1}{X^1_d} \quad (35)$$

$$I'' = \frac{E''_1}{X''_d} \quad (36)$$

La componente asimétrica está evidentemente definida por la condición de continuidad de la intensidad de la corriente, es decir

$$I_0 = \left[\frac{U_m}{Z} \cos(\alpha - \varphi) - \frac{E''_1}{X''_d} \cos(\alpha + \delta'') \right] e^{-t/T} \quad (37)$$

donde δ'' es el ángulo formado por los vectores \mathbf{U} y \mathbf{E}''_1 ; $Z \angle \varphi = \mathbf{U}/\mathbf{I}$ es la impedancia de la carga antes del defecto.

A veces se desprecia la corriente de carga frente a la del defecto, de modo que la mayor componente asimétrica es

$$I_0 = - \frac{E''_1}{X''_d} e^{-t/T} \quad (37a)$$

6. Corto - circuito de un alternador con excitación variable.

El problema se complica más cuando el alternador está provisto de un regulador de excitación rápido; entonces no se puede, como hicimos hasta ahora, considerar constante la amplitud de la corriente permanente de corto - circuito. La acción del regulador sólo se hace sentir de manera sensible al cabo de cierto intervalo de tiempo, que depende de su retardo propio y de las constantes de tiempo de los circuitos inductores del alternador y de la excitatriz. Se admitirá pues que mientras existe la componente subtransitoria la corriente de corto - circuito posee el mismo valor que en los casos estudiados más arriba. Para obtener la variación de la corriente en el desarrollo ulterior del defecto, es necesario determinar, conociendo la ley de la variación de la corriente de excitación, cómo se comporta en función del tiempo la amplitud de la corriente permanente I'_{mp} de corto - circuito.

En efecto, conociendo como varía I'_{mp} se construye fácilmente la curva envolvente de las corrientes simétricas de corto - circuito: sean AB (fig. 8) la parte de la envolvente en cuestión relativa al intervalo de tiempo en que existe la componente subtransitoria, y BC la parte inicial de la envolvente relativa a la componente transitoria, que valdría si no entrase en juego el regu-

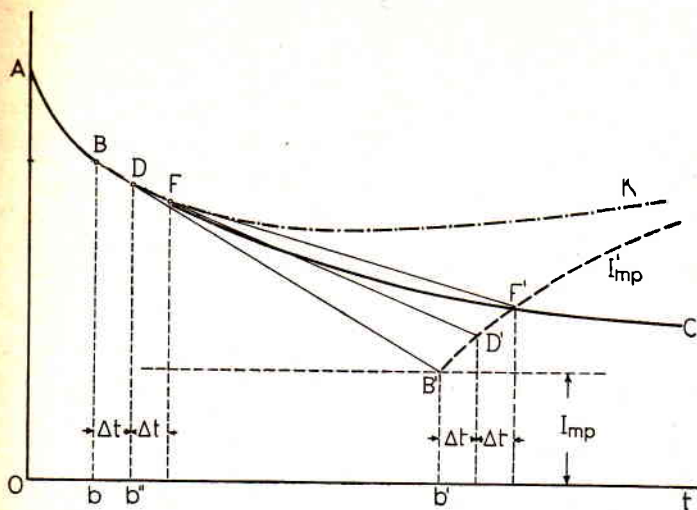


Fig. 8

valor de excitación. La tangente BB' a BC corta en B' a la recta que tiene por ordenada el valor I_{mp} de la corriente permanente que se establecería si no existiese el regulador; se sabe que $b b' = T'$. Hemos supuesto que la acción del regulador empieza en el instante b ; tracemos la curva de la corriente permanente I'_{mp} desplazada de $b b'$ paralelamente al eje de las abscisas. Se admite que la nueva envolvente buscada se confunde con BB' durante Δt , hasta D ; la tangente en D a la envolvente debe pasar por D' , que representa el nuevo valor de la corriente permanente en el instante $b'' = b + \Delta t$; la recta DD' se confunde con la envolvente durante Δt , hasta F ; se continúa de la misma manera obteniendo en $BDFK$ la envolvente buscada.

La componente asimétrica de la corriente se obtiene como en el caso de ausencia del regulador.

7. Corto-circuito sin contacto a tierra entre dos fases de un alternador trifásico.

Suponemos en este párrafo, así como en los 8 y 9, que la máquina funciona en vacío antes del accidente.

Consideremos en primer lugar la corriente simétrica. El inducido produce esta vez un campo alterno, de dirección fija, y no un campo giratorio, como en el caso del corto-circuito trifásico; dicho campo alterno se descompone en dos campos iguales que giran en sentidos opuestos; su acción sobre el rotor depende de la constitución de éste.

Si el inductor es monofásico, el campo del inducido, que gira en sentido contrario al de rotación del inductor, produce en éste una corriente de pulsación 2ω , que origina dos campos giratorios iguales cuyas velocidades eléctricas respecto al inducido son ω y 3ω : tales campos producen en el inducido una corriente de frecuencia fundamental y otra armónico 3. Este armónico da lugar a su vez a armónicos 2 y 4 en el inductor y así sucesivamente: el inducido es sede de armónicos impares, el inductor, de armónicos pares.

Si el inductor es difásico (o polifásico) se crea un armónico 2 en el inductor, pero no hay ningún armónico en el inducido.

En realidad la amplitud de los armónicos en el inducido será tanto mayor cuando mayor sea la relación x''_q/x''_d , desapareciendo los armónicos para $x''_d = x''_q$.

Veamos ahora el efecto de la componente continua de establecimiento de la corriente en el inducido, que produce un campo continuo amortiguado, coaxial con el campo alterno; este efecto depende también de la constitución del inductor.

Si el inductor es monofásico, el campo continuo genera en él una corriente alterna amortiguada de pulsación fundamental, la que ocasiona en el inducido una corriente de pulsación 2ω ; este armónico crea dos campos amortiguados que giran con respecto al inductor con velocidades eléctricas ω y 3ω , induciendo en él corrientes de estas pulsaciones y así sucesivamente: el inducido es sede de armónicos pares, el inductor de armónicos impares.

Si el inductor es difásico, se produce una corriente amortiguada de pulsación ω en el inductor, pero no hay ningún armónico en el inducido.

En lo referente a la amplitud real de los armónicos en el inducido vale la observación hecha más arriba; en particular se anulan para $x''_d = x''_q$.

Las amplitudes de las corrientes armónicas pares sucesivas van disminuyendo, en virtud de su propio modo de formación, en progresión geométrica; otro tanto sucede con los armónicos impares. La razón común de las respectivas progresiones —cuyo estudio cuantitativo hallará el lector en los trabajos de *Doherty* y *Nickle*— es, en el caso de un corto-circuito directo en los bornes, $(b - 1)/(b + 1)$, con $b = \sqrt{x''_q/x''_d}$. A los efectos del estudio de los fenómenos de interrupción, al menos actualmente (véase sin embargo el estudio de *Kuyper*), basta considerar sólo la onda fundamental. Las corrientes de corto-circuito, permanente, transitoria y subtransitoria, suponiendo que hay impedancias interpuestas entre el alternador y el

lugar del accidente, se calculan pues con exactitud suficiente por

$$I = \frac{m E \sqrt{3}}{|Z_{1t} + Z_{2t}|} \quad (38)$$

donde se hará respectivamente $I=I_p$, $m=p$, $Z_{1t}=R_{1t}+j(X_d+X_{1e})$; $I=I'$, $m=1$, $Z_{1t}=R_{1t}+j(X'_d+X_{1e})$; $I=I''$, $m=1$, $Z_{1t}=R_{1t}+j(X''_d+X_{1e})$; $Z_{1e}=R_{1e}+jX_{1e}$ es la impedancia a las corrientes directas, interpuesta en cada fase entre la máquina y el defecto. Generalmente la resistencia R del alternador es despreciable, teniéndose entonces $R_{1t} = R + R_{1e} \cong R_{1e}$.

Si la saturación en régimen permanente es sensible y R_{1e}^2 pequeño frente a $(X_d + X_{1e})^2$, I_p se determina con ayuda de las curvas de las figs. 4 y 5. En efecto, se tiene

$$I_p = \frac{E \sqrt{3}}{X_{as} + X_s + X_{1e} + X_{2t}} \quad (39)$$

donde X_{as} es la reactancia equivalente a la reacción de inducido en las condiciones de funcionamiento. Por lo tanto el caso se trata como si el defecto fuese trifásico, con

$$a = \frac{x_s + x_{1e} + x_{2t}}{x_s} \quad (40)$$

multiplicando luego por 3 la corriente de corto-circuito así determinada.

$Z_{2t}=R_{2t}+jX_{2t}$, donde R_{2t} es la resistencia total y $X_{2t}=X_2+X_{2e}$ la reactancia total del circuito, ambas con respecto a las corrientes inversas. El valor de la reactancia del alternador a las corrientes inversas, X_2 , depende de la constitución de su circuito; tal dependencia no es exclusiva de X_2 , pero la variación de las otras reactancias de la máquina con la reactancia del circuito es mucho menos sensible. Así, al aplicar un sistema trifásico inverso de tensiones en los bornes del alternador, se tiene aproximadamente

$$\frac{1}{X_2} \cong \frac{1}{2} \left(\frac{1}{X''_d} + \frac{1}{X''_q} \right) \quad (41)$$

mientras que al aplicar las mismas tensiones interponiendo una reactancia $X_{1e} = X_{2e}$, importante, en serie con cada una de las fases de la máquina, se tiene

$$X_2 \cong \frac{2(X''_d + X_{1e})(X''_q + X_{1e})}{(X''_d + X_{1e}) + (X''_q + X_{1e})} - X_{1e} \cong \frac{1}{2} (X''_d + X''_q) \quad (41a)$$

En el caso del corto-circuito directo entre dos fases conviene tomar

$$X_2 = \sqrt{X''_d X''_q} \quad (41b)$$

mientras que en el caso del corto-circuito directo de una fase a tierra (parágrafo 8) se tiene

$$X_2 = \sqrt{\left(X''_d + \frac{X_o}{2} \right) \left(X''_q + \frac{X_o}{2} \right) - \frac{X_o}{2}} \quad (41c)$$

Estas diferencias se deben a la influencia de la reactancia exterior y de la índole del defecto sobre la forma de onda de la corriente; obsérvese que para $X''_d = X''_q$ (ausencia de armónicos en el inducido) las relaciones (41), (41 a), (41 b) y (41 c) dan el mismo valor $X_2 = X''_d = X''_q$.

Se concibe, comparando (38) con (21), (22) y (23), que el caso aquí tratado se reduce al analizado en el parágrafo 4; en particular, a los efectos del cálculo de las constantes de tiempo T' y T [fórmulas (29), (30) y (31)], se reemplaza Z_{1e} de aquel parágrafo por $Z_{1e} + Z_{2t}$.

8. Corto - circuito de una fase de un alternador trifásico (neutro y un hilo a tierra).

Las consideraciones sobre la producción de los armónicos expuestas en el parágrafo anterior son válidas en este parágrafo y, con ciertas modificaciones (campo del inducido elíptico y no alterno), en el que sigue; tanto aquí como en el parágrafo 9 nos limitamos a considerar la onda fundamental.

Suponiendo que hay impedancias interpuestas entre el alternador y el lugar del defecto, las corrientes de corto-circuito, permanente, transitoria y subtransitoria, se calculan por

$$I = \frac{3 m E}{Z_{1t} + Z_{it} + Z_{ot}} \quad (42)$$

donde Z_{1t} toma, como en el parágrafo 7, los valores $R_{1t} + j(X_d + X_{1e})$, $R_{1t} + j(X'_d + X_{1e})$ y $R_{1t} + j(X''_d + X_{1e})$, según que se busque la corriente de corto-circuito, permanente ($m = p$), transitoria ($m = 1$) o subtransitoria ($m = 1$). Si la saturación en régimen permanente es sensible y R_{1e}^2 es pequeño frente a $(X_d + X_{1e})^2$, I_p se calcula con ayuda de las curvas de las **figs. 4 y 5**. Se procede como si el defecto fuese trifásico, con

$$a = \frac{x_s + x_{1e} + x_{2t} + x_{0t}}{x_s} \quad (43)$$

multiplicando luego por 3 la corriente de corto-circuito así determinada.

Z_{2t} ha sido definida en el párrafo precedente.

$Z_{0t} = R_{0t} + jX_{0t}$; R_{0t} y X_{0t} representan respectivamente la resistencia y la reactancia total del circuito a las corrientes homopolares. La reactancia del alternador a las corrientes homopolares, X_0 , es muy variable según el paso de arrollamiento; oscila entre $\sim 0,1X''_a$ y $\sim 0,7X''_a$.

Se entiende que el caso aquí considerado se reduce al del párrafo 4; en particular, a los efectos del cálculo de T' y T , se reemplaza Z_{1e} de aquel párrafo por $Z_{1e} + Z_{2t} + Z_{0t}$.

9. Corto - circuito simultáneo entre dos fases de un alternador trifásico y tierra.

Despreciando las resistencias y suponiendo que hay reactancias interpuestas entre el alternador y el lugar del defecto, las corrientes de corto-circuito, permanente, transitoria y subtransitoria, en los dos hilos, se calculan por

$$I = m E \sqrt{3} \frac{(X_{2t}^2 + X_{0t}^2 + X_{2t} X_{0t})^{1/2}}{X_{1t}(X_{2t} + X_{0t}) + X_{2t} X_{0t}} \quad (44)$$

siendo $(\gamma - 120^\circ)$ el desfase de la corriente sobre su tensión en la primera fase y $(-\gamma - 60^\circ)$ el de la corriente sobre su tensión en la segunda fase, con

$$\gamma = \arctg \frac{X_{0t} \sqrt{3}}{2 X_{2t} + X_{0t}} \quad (45)$$

Se tomará, como en los párrafos 7 y 8, $m = p$ y $X_{1t} = X_d + X_{1e}$ para el cálculo de I_p ; $m = 1$ y $X_{1t} = X'_d + X_{1e}$ para el cálculo de I' ; $m = 1$ y $X_{1t} = X''_d + X_{1e}$ para el cálculo de I'' . Si el efecto de la saturación es sensible en régimen permanente, I_p se determina con ayuda de las curvas de las figs. 4 y 5; el caso se trata como el del corto-circuito trifásico, con

$$a = \frac{x_s + x_{1e} + \frac{x_{2t} x_{0t}}{x_{2t} + x_{0t}}}{x_s} \quad (46)$$

multiplicando luego la corriente de corto-circuito encontrada por

$$\sqrt{3 \left(1 - \frac{x_{2t} x_{0t}}{(x_{2t} + x_{0t})^2} \right)}.$$

Si la resistencia de las impedancias interpuestas no es despreciable, pero el cuadrado de las resistencias es relativamente pequeño frente al de las reactancias, y el efecto de la saturación no es sensible, las corrientes se calculan por

1.ª fase

$$I = \frac{(1 - a)(Z_{2t} - a^2 Z_{0t})}{Z_{2t} + Z_{0t}} \frac{m E}{Z_{1t} + Z_{2t} Z_{0t} / (Z_{2t} + Z_{0t})} \quad (47)$$

2.ª fase

$$I = \frac{a(1 - a)(a Z_{0t} - Z_{2t})}{Z_{2t} + Z_{0t}} \frac{m E}{Z_{1t} + Z_{2t} Z_{0t} / (Z_{2t} + Z_{0t})} \quad (48)$$

donde $a = 1 \angle 120^\circ$; para el cálculo de I_p , $m = p$, $Z_{1t} = X_d + Z_{1e}$; para el cálculo de I' , $m = 1$, $Z_{1t} = X'_d + Z_{1e}$; para el cálculo de I'' , $m = 1$, $Z_{1t} = X''_d + Z_{1e}$.

Se ve que el caso considerado presenta también analogía con el del parágrafo 4; en particular, para el cálculo de T' y T , se reemplaza Z_{1e} de aquel parágrafo por $Z_{1e} + Z_{2t} Z_{0t} / (Z_{2t} + Z_{0t})$.

10. Comparación entre las intensidades de las corrientes de corto-circuito de un alternador trifásico según la clase de defecto.

Es interesante comparar entre sí las intensidades subtransitorias, así como las transitorias, y también las permanentes, para las diversas clases de defectos examinadas más arriba. En efecto, para elegir un interruptor se considera en general el corte de un corto-circuito trifásico, pero — como veremos oportunamente — es necesario verificar si el corte de otra clase de defecto no es más severo; la comparación que nos proponemos hacer es uno de los elementos de esta verificación.

Supongamos despreciables las resistencias; sea K la relación de la corriente de corto-circuito en un caso cualquiera a la de corto-circuito trifásico $I = m E / X_{1t}$; resulta:

Defecto	K
trifásico	1
entre dos fases, sin tierra	$\frac{\sqrt{3} x_{1t}}{x_{1t} + x_{2t}}$

CUADRO IV

Relaciones entre las constantes del alternador		En todos los casos: $x_0 = 0,15 x_d'' - 0,6 x_d''$; $x_d' = 3,1 x_d'' - 1$; $x_d'' = 1,4 x_d'' - 2 x_d''$					
Corrientes de defecto		Subtransitorias		Transitorias		Permanentes	
		$x_q'' = x_d'' = x_g$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_g \cong 1,5 x_d''$	$x_q'' = x_d'' = x_g$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_g \cong 1,5 x_d''$	$x_q'' = x_d'' = x_g$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_g \cong 1,5 x_d''$
K para un corto-circuito en los bornes del alternador	trifásico	1	1	1	1	1	1
	dos fases sin tierra	0,87	0,7	1,15—1,02	1—0,82	1,57—1,3	1,52—1,17
	dos fases con tierra	1,45—1,1	1,45—1,07	1,52—1,2	1,55—1,2	1,62—1,35	1,65—1,35
K para un corto-circuito con $X_{le} = X_d$ en serie con el alternador	monofásico	1,4—1,15	1,12—0,97	1,9—1,42	1,65—1,22	2,7—2	2,6—1,8
	trifásico	1	1	1	1	1	1
	dos fases sin tierra	0,87	0,85—0,82	0,95—0,87	0,9—0,85	1,12—1,05	1,1—1
	dos fases con tierra	1,05—1	1,02—1	1,1—1,02	1,1—1,02	1,2—1,15	1,17—1,12
	monofásico	1,07—1	1,02—1	1,2—1,05	1,17—1,02	1,47—1,35	1,45—1,3

entre dos fases y
tierra simultánea

$$\frac{\sqrt{3} x_{1t}}{x_{1t} + \frac{x_{0t} x_{2t}}{x_{0t} + x_{2t}}} \sqrt{1 - \frac{x_{0t} x_{2t}}{(x_{0t} + x_{2t})^2}}$$

una fase a tierra

$$\frac{3 x_{1t}}{x_{1t} + x_{2t} + x_{0t}}$$

x_{1t} toma respectivamente los valores $x''_d + x_{1e}$, $x'_d + x_{1e}$ o $x_d + x_{1e}$, según que se busquen las relaciones entre las corrientes subtransitorias, transitorias o permanentes.

Los resultados dependen de la reactancia X_{1e} en serie con el alternador. Resumimos en el cuadro IV, por una parte los resultados relativos al corto-circuito en los bornes del alternador, y por otra los resultados para el corto-circuito con una reactancia en serie igual a X_d , supuesta la misma para las corrientes directas, inversas y homopolares.

11. Efectos térmicos de las corrientes de corto-circuito.

Como se trata de fenómenos de corta duración, se admite por lo general en estos cálculos que todo el calor desprendido por efecto *Joule* contribuye únicamente a elevar la temperatura del conductor. Se tiene así

$$R i^2 dt = J m c d\Theta \quad (49)$$

donde J es el equivalente mecánico del calor, i la intensidad de la corriente, R la resistencia, m la masa, c el calor específico y Θ el calentamiento del conductor.

Nos limitaremos a los conductores cilíndricos, de longitud l y sección S ; se tiene

$$R \cong \varrho_0 (1 + \alpha \Theta) \frac{l}{S} \quad \text{y} \quad m = d l S$$

donde ϱ_0 es la resistividad a la temperatura inicial, α el coeficiente de la variación de la resistividad con la temperatura y d la densidad. Suponemos que α , c , l y S no dependen de la temperatura.

Reemplazando en (49) e integrando

$$\log_e (1 + \alpha \Theta) = \frac{k^2}{S^2} \int_0^t i^2 dt = k^2 \left(\frac{I_{0t}}{S} \right)^2 t \quad (50)$$

con

$$k^2 = \frac{\varrho_0 \alpha}{J d c} \quad (51)$$

$I_{\text{ef}} = \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t i^2 dt}$ es el valor eficaz de la corriente i en el intervalo $0-t$, que es el que interesa a los efectos del calentamiento.
Hagamos

$$\delta = \frac{I_{\text{ef}}}{S} \quad (52)$$

definiendo así cierta densidad de corriente; la relación (50) se escribe

$$\log_0 \left(\frac{1}{\alpha} + \Theta \right) - \log_0 \frac{1}{\alpha} = (k\delta)^2 t \quad (53)$$

La fig. 9 da $\Theta(t)$ con $k\delta$ como parámetro; se tomó $\alpha = 0,004$, valor muy frecuente en metales y aleaciones. Obsérvese que generalmente δ no es constante, sino función del tiempo, de modo que las rectas de la fig. 9 no representan en general el calentamiento del conductor en función del tiempo, pero permiten determinar inmediatamente su valor al cabo de un tiempo dado.

El gráfico puede utilizarse para cualquier conductor que tenga $\alpha \approx 0,004$; basta elegir convenientemente la escala de $k\delta$; para valores de α distintos es necesario modificar la escala de ordenadas. Para facilitar la determinación en los casos frecuentes del aluminio ($k = 7,1 \cdot 10^{-3}$), cobre ($k = 4,3 \cdot 10^{-3}$) y plomo ($k = 23,2 \cdot 10^{-3}$;

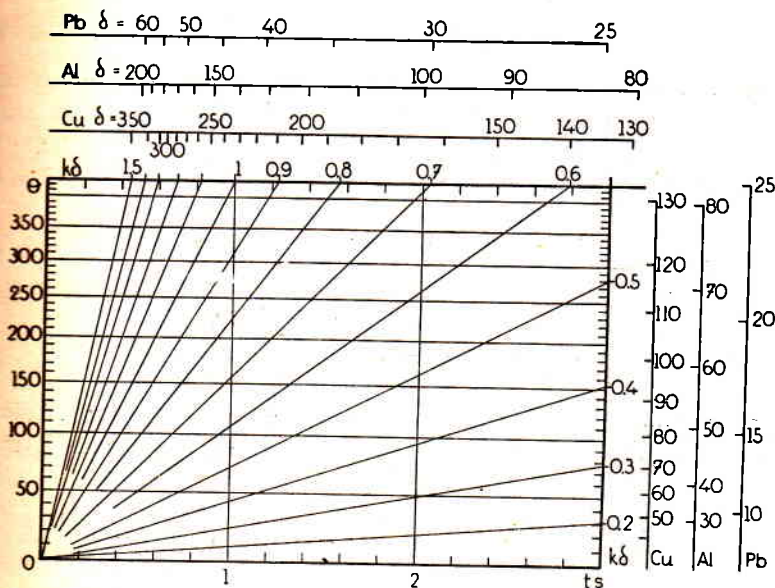


Fig. 9

recuérdese que la temperatura de fusión del plomo es de 327°C) se graduó directamente la recta de $k\delta$ para esos tres metales.

El calentamiento para un valor dado de t , se obtiene calculando previamente I_{0t} y δ , que se expresará en A/mm^2 . El valor encontrado se ubica sobre la escala de δ dispuesta paralelamente al eje de abscisas o al de ordenadas, según el caso, y se traza por ese punto una paralela al otro eje de coordenadas hasta cortar la escala de $k\delta$: el nuevo punto se une al origen O y sobre la recta así obtenida se lee Θ .

Veamos ahora el cálculo de I_{0t} para diversas formas de $i(t)$.

a) Supongamos la corriente sinusoidal

$$i = I_m \sin \omega t$$

Se tiene entonces, extendiendo la integral a un número entero de períodos

$$I_{0t} = \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t i^2 dt} = I \quad (54)$$

En este caso particular δ no depende del tiempo, y las rectas de la **fig. 9** son las de calentamiento del conductor en función del tiempo, permitiendo determinar *directamente* el tiempo al cabo del cual el conductor presenta un calentamiento dado.

b) Supongamos que la corriente es de la forma

$$i = I_{m1} \left(\cos \omega t - e^{-t/T} \right) \quad (55)$$

Es el caso de un corto-circuito con la mayor componente asimétrica posible, que se produce lo bastante lejos de la central como para poder despreciar la variación de la amplitud de la corriente simétrica. La integración, extendida a un número entero de períodos, da

$$\begin{aligned} I_{0t}^2 = \frac{1}{t} \int_0^t i^2 dt &= \frac{I_{m1}^2}{2} \left[1 + \frac{T}{t} \left(1 - e^{-2t/T} \right) - \right. \\ &\quad \left. - \frac{T}{t} \frac{4}{1 + T^2 \omega^2} \left(1 - e^{-t/T} \right) \right] \quad (56) \end{aligned}$$

Si el tiempo real t es suficiente como para que se amortigüe la componente asimétrica, la expresión (56) se simplifica, transformándose en

$$I_{0t}^2 = \frac{I_{m1}^2}{2} \left[1 + \frac{T}{t} \left(1 - \frac{4}{1 + T^2 \omega^2} \right) \right] \cong \frac{I_{m1}^2}{2} \left(1 + \frac{T}{t} \right) \quad (57)$$

si $T^2 \omega^2 \gg 1$.

Obsérvese que en este último caso las rectas de la **fig. 9** son las de calentamiento del conductor definiendo δ como $I_{m1}/\sqrt{2}S$ y reemplazando t por $t + T$.

c) Supongamos finalmente que el corto-circuito se produce cerca de la central, de manera que se debe tener en cuenta el amortiguamiento de la corriente simétrica; para simplificar, admitiremos que ésta comprende una sola componente transitoria, que se amortigua según una ley exponencial, y una componente permanente; veamos más adelante en qué caso se presenta tal corriente. Resulta pues

$$i = \left[(I_{m1} - I_{m2}) e^{-t/T_1} + I_{m2} \right] \cos wt - I_{m1} e^{-t/T_2} \quad (58)$$

La integración para un número entero de períodos da

$$\begin{aligned} I_{ef}^2 = & \frac{1}{t} \int_0^t i^2 dt = \frac{I_{m2}^2}{2} \left[1 + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} \right)^2 \frac{T_2}{t} (1 - e^{-2t/T_2}) + \right. \\ & + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} - 1 \right)^2 \frac{T_1}{2t} \frac{2 + w^2 T_1^2}{1 + w^2 T_1^2} (1 - e^{-2t/T_1}) + \\ & + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} - 1 \right) \frac{4 T_1}{t} \frac{1 + 2 w^2 T_1^2}{1 + 4 w^2 T_1^2} (1 - e^{-t/T_1}) - \\ & - \frac{I_{m1}}{I_{m2}} \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} - 1 \right) \frac{T_1 T_2}{(T_1 + T_2) t} \frac{4}{1 + w^2 \left(\frac{T_1 T_2}{T_1 + T_2} \right)^2} \times \\ & \times (1 - e^{-t(t/T_1 + 1/T_2)}) - \frac{I_{m1}}{I_{m2}} \frac{T_2}{t} \frac{4}{1 + w^2 T_2^2} (1 - e^{-t/T_2}) \left. \right] \quad (59) \end{aligned}$$

Generalmente la expresión anterior puede simplificarse, porque $w^2 T_1^2 \gg 1$ y $w^2 T_2^2 \gg 1$; en particular, los dos últimos términos se hacen despreciables; se escribe

$$\begin{aligned} I_{ef}^2 \cong & \frac{I_{m2}^2}{2} \left[1 + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} \right)^2 \frac{T_2}{t} (1 - e^{-2t/T_2}) + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} - 1 \right)^2 \times \right. \\ & \times \frac{T_1}{2t} (1 - e^{-2t/T_1}) + \left(\frac{I_{m1}}{I_{m2}} - 1 \right) \frac{2 T_1}{t} (1 - e^{-t/T_1}) \left. \right] \quad (60) \end{aligned}$$

Representemos en la **fig. 10** la curva de la corriente de corto-circuito correspondiente a la ecuación (58), tomando I_{m2} como unidad de corriente, $I_{m1}/I_{m2} = 2,5$, $T_1 = 0,3$ s, $T_2 = 0,1$ s. Tracemos el lugar

I_s de los valores eficaces de la corriente simétrica, obtenido llevando a partir del eje $O t$ el ancho de la banda dividido por $2 \sqrt{2}$. I_c representa la componente continua. El valor eficaz de la corriente total de corto - circuito en cada instante, definido en el párrafo 2, es

$$I_t = \sqrt{I_s^2 + I_o^2} \quad (20)$$

Tracemos la curva de los valores eficaces de la corriente total I_t y la curva $I_t^2(t)$. Observemos que $\frac{1}{t} \int_0^t I_t^2 dt$ no representa el cuadrado de la intensidad eficaz exacta en el intervalo $0 - t$, definida por (59), pero sí de la aproximada, definida por (60). En efecto

$$I_t^2 dt = \frac{1}{2} \left[(I_{m1} - I_{m2}) e^{-t/T_1} + I_{m2} \right]^2 dt + \left[I_{m1} e^{-t/T_2} \right]^2 dt$$

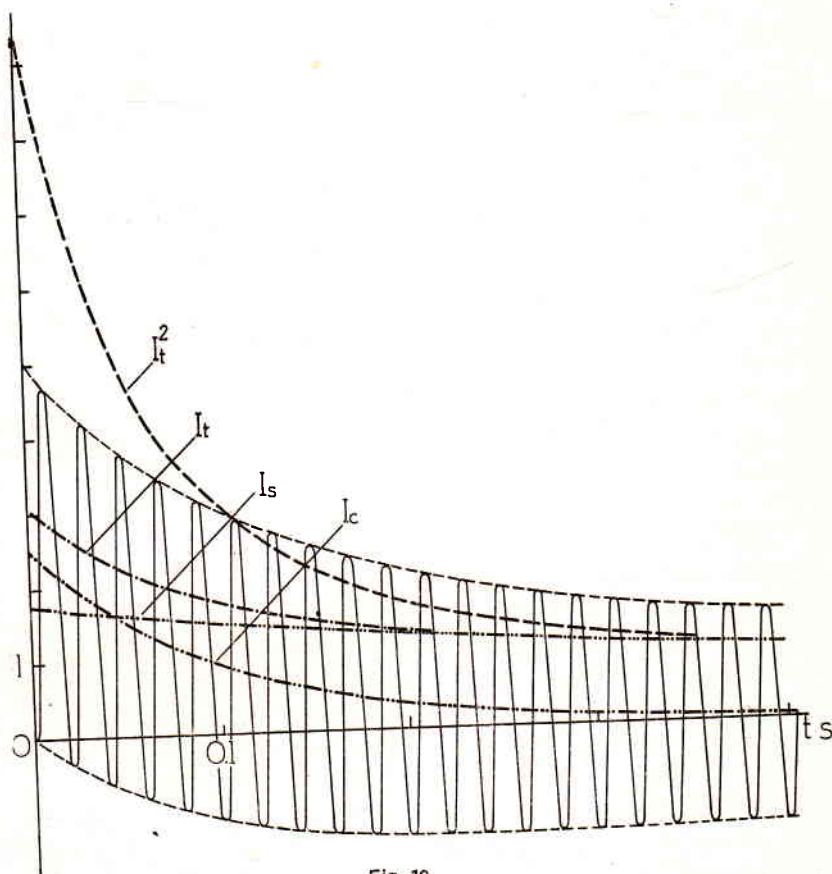


Fig. 10

El resultado de la integración es la expresión simplificada (60). La determinación del valor eficaz I_{0t} por el procedimiento gráfico, a partir de $I_t^2(t)$, es pues satisfactoria.

Las fórmulas (59) y (60) pueden aplicarse en dos casos. En un corto-circuito de larga duración, por ejemplo mayor de 1 segundo, se puede despreciar, desde el punto de vista del efecto térmico, la influencia de la componente subtransitoria; se hace entonces $I_{m2} = I_{mp}$, $I_{m1} = I'_m$, $T_1 = T'$ y $T_2 = T$. Pero, si la constante de tiempo T' es bastante grande, se pueden también aplicar estas fórmulas a los defectos de corta duración, en los cuales la corriente transitoria se mantiene prácticamente constante; se hará entonces $I_{m2} = I'_m$, $I_{m1} = I''_m$, $T_1 = T''$ y $T_2 = T$.

Cuando se quiere determinar I_{0t} teniendo en cuenta las dos componentes transitorias de la corriente simétrica de corto-circuito, la aplicación de la relación $I_{0t} = \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t i^2 dt}$ conduce a expresiones todavía más complicadas que las (59) y (60); en cambio esta determinación se hace cómodamente por el procedimiento gráfico que acabamos de indicar, calculando I_t a partir de (19) y (20); el resultado se obtiene en general con suficiente aproximación. Es evidente que al aplicar este procedimiento gráfico a un oscilograma tomado durante un ensayo, se tienen automáticamente en cuenta ambas componentes transitorias.

El mayor valor eficaz de la corriente que puede soportar el interruptor completamente cerrado, durante un intervalo de tiempo $0 - t$ especificado, sin que ni el calentamiento ni los efectos electrodinámicos sean susceptibles de ocasionarle daños, es una característica importante del aparato, llamada *sobreintensidad de corta duración admisible*; como veremos en el capítulo X, en muchas reglas se la identifica con el mayor valor admisible de I_{0t} .

Es claro que el calentamiento es tanto mayor cuanto mayor es la duración del corto-circuito, y si los interruptores cortan al cabo de un intervalo de tiempo considerable (p. ej. 2 segundos), puede ocurrir que ciertas canalizaciones en la proximidad de los generadores deban elegirse, no sobre la base del calentamiento en servicio normal o por otras razones relativas a tal servicio, sino sobre la base del calentamiento durante un corto-circuito, para no resultar deterioradas durante el defecto.

En lo relativo a los fenómenos térmicos es pues evidente el interés que existe en la disminución de la duración total de corte de los interruptores.

12. Efectos electrodinámicos de las corrientes de corto-circuito.

Las fuerzas que se ejercen entre conductores recorridos por corrientes se calculan a partir de las leyes de *Biot y Savart* y de *Laplace*, o de la ley de *Ampère*, o a partir de las expresiones de la energía electromagnética del circuito, propia o mutua según el caso. Nos limitaremos aquí a tratar solamente el caso más simple, suficiente para poner en evidencia algunas particularidades de los fenómenos.

Consideremos dos conductores cilíndricos paralelos, muy largos, recorridos respectivamente por las corrientes i e i' ; sea d la distancia entre sus ejes; la fuerza que obra sobre un segmento de longitud l de uno de los conductores es

$$F = k \mu \mu_0 \frac{l}{d} i i' \quad (61)$$

donde el factor k sólo depende de la forma de la sección transversal; su cálculo es relativamente simple si se admite que la distribución de la corriente en las secciones es uniforme. Si la distancia d es muy grande frente a la mayor de las dimensiones de la sección transversal, se pueden suponer los conductores reducidos a sus ejes; en ese caso $k = 2$.

Examinemos el caso en que los dos conductores están recorridos por una corriente de corto-circuito

$$i = -i' = I_m (1 - \cos \omega t)$$

con la mayor componente asimétrica posible; para simplificar suponemos nulo el amortiguamiento; obtenemos así los límites superiores de las fuerzas que actúan. Admitiendo $k = 2$, el valor absoluto de la fuerza es

$$\begin{aligned} |F| &= 2 \mu \mu_0 \frac{l}{d} I_m^2 (1 - \cos \omega t)^2 = \\ &= 2 \mu \mu_0 \frac{l}{d} I_m^2 \left(\frac{3}{2} - 2 \cos \omega t + \frac{1}{2} \cos 2 \omega t \right) \end{aligned} \quad (62)$$

La fuerza máxima es

$$|F_{\max}| = 8 \mu \mu_0 \frac{l}{d} I_m^2 \quad (63)$$

valor que se obtiene inmediatamente haciendo en (61) $k = 2$ e $i = -i'$ igual al valor de cresta $2 I_m$.

El valor máximo de la fuerza debe considerarse a los efectos de la resistencia mecánica de ciertas partes del interruptor y a los efectos de la repulsión de los contactos, fenómeno que estudiaremos en detalle en el capítulo IV. Se comprende así la importancia del mayor valor de cresta posible de la corriente de corto-circuito; la curva i_{sc}/I_n de la fig. 7 permite apreciar la influencia favorable del aumento del factor de potencia del circuito, que disminuye el mayor valor de cresta posible.

Se observa también que la fuerza comprende un valor medio constante que tiende a producir una deformación estable en los conductores, y dos fuerzas sinusoidales, de pulsaciones ω y 2ω , que los hacen vibrar; ahora bien, éstos pueden considerarse como barras rígidas empotradas en soportes, rígidos o flexibles según el caso, y poseen por consiguiente frecuencias propias: debe evitarse todo riesgo de resonancia.

13. Problema de la estabilidad dinámica.

Trataremos el tema en su forma más simple con la única finalidad de deducir conclusiones de interés desde el punto de vista del problema de la interrupción.

Consideremos la transmisión de energía entre dos máquinas trifásicas, sincronicas, de entrehierro constante, con amortiguador, conectadas por una línea que tiene una derivación en A (fig. 11a); sean E_1 y E_2 las f.e.m.s de las dos máquinas; las direcciones de los vectores E_1 y E_2 están rigidamente ligadas a las de los ejes de los inductores respectivos. Sean X_1 y X_2 las reactancias totales a uno y otro lado del punto A; se desprecian las resistencias. Supongamos que se produce un defecto trifásico de reactancia X al principio de la derivación, cuyo otro extremo está abierto. Se puede suprimir la derivación averiada a condición de reemplazar (fig. 11b) X_2 por $X'_2 = X_2 X / (X_2 + X)$ y E_2 por $E'_2 = E_2 X / (X_2 + X)$. La potencia máxima transmisible (límite estático de la estabilidad), que era $P_{max} = E_1 E_2 / (X_1 + X_2)$ antes del accidente, pasa al valor $P'_{max} = E_1 E'_2 / (X_1 + X_2 + X_1 X_2 / X)$ después del accidente; la curva de la potencia transmisible P referida al ángulo θ entre E_1 y E_2 , $P = P_{max} \sin \theta$ (curva 1 de la fig. 12), se con-

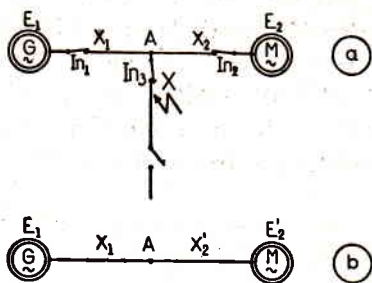


Fig. 11

vierte en $P = P'_{max} \sin \theta$ (curva 2); se suponen constantes las f.e.m.s y las reactancias de los alternadores, magnitudes cuya naturaleza exacta no es útil discriminar aquí.

Si antes del accidente la potencia transmitida era P_1 , el ángulo de equilibrio debe pasar de θ_1 a θ'_1 ; pero los rotores constituyen un sistema oscilante: cuando $\theta = \theta'_1$, las velocidades de deslizamiento no son nulas, de modo que θ sigue creciendo, llegando a un valor θ_2 determinado, a menos de las pérdidas de energía, por la igualdad de las áreas $A F B A$ y $B C G B$. Se sabe que el desenganche se produce si el punto de funcionamiento C sobrepasa el punto D de equilibrio inestable, definido por $\theta = \pi - \theta'_1$. Pero antes de alcanzar el ángulo $\pi - \theta'_1$ transcurre cierto tiempo, y si los relés e interruptores son lo suficientemente rápidos como para cortar con anterioridad la derivación averiada (por ejemplo cuando $\theta = \theta_3$), la configuración de la red cambia de nuevo; en el caso de la **fig. 11** la reactancia que fija el límite estático de estabilidad vuelve a ser $X_1 + X_2$ y la curva $P(\theta)$ vuelve de 2 a 1 (**fig. 12**), pero en un caso más general deben considerarse tres curvas $P(\theta)$.

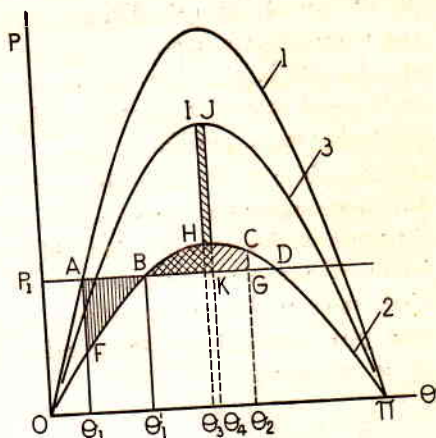


Fig. 12

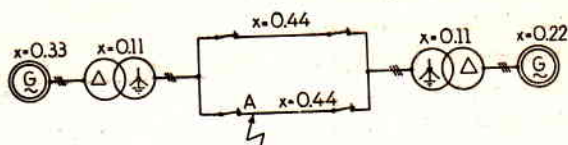


Fig. 13

En efecto, supongamos que la transmisión entre las dos máquinas se efectúa por intermedio de dos líneas en paralelo de acuerdo con el esquema de la **fig. 13** y que se produce un defecto sobre una de ellas: la curva 1 de la **fig. 12** corresponde ahora al funcionamiento antes del defecto con las dos líneas en paralelo, la curva 2 al funcionamiento con el defecto, y la curva 3 al funcionamiento con una sola línea, después de la eliminación de la averiada. Al eliminar el defecto, la curva $P(\theta)$ pasa de 2 a 3 y si el corte tiene lugar cuando $\theta = \theta_3$, el ángulo máximo alcanzado es θ_4 tal que el área $A F B A$

vierte en $P = P'_{max} \sin \theta$ (curva 2); se suponen constantes las f.e.m.s y las reactancias de los alternadores, magnitudes cuya naturaleza exacta no es útil discriminar aquí.

Si antes del accidente la potencia transmitida era P_1 , el ángulo de equilibrio debe pasar de θ_1 a θ'_1 ; pero los rotores constituyen un sistema oscilante: cuando $\theta = \theta'_1$, las velocidades de deslizamiento no son nulas, de modo que θ sigue creciendo, llegando a un valor θ_2 determinado, a menos de las pérdidas de energía, por la igualdad de las áreas $A F B A$ y $B C G B$. Se sabe que el desenganche se produce si el punto de funcionamiento C sobrepasa el punto D de equilibrio inestable, definido por $\theta = \pi - \theta'_1$. Pero antes de alcanzar el ángulo $\pi - \theta'_1$ transcurre cierto tiempo, y si los relés e interruptores son lo suficientemente rápidos como para cortar con anterioridad la derivación averiada (por ejemplo cuando $\theta = \theta_3$), la configuración de la red cambia de nuevo; en el caso de la **fig. 11** la reactancia que fija el límite estático de estabilidad vuelve a ser $X_1 + X_2$ y la curva $P(\theta)$ vuelve de 2 a 1 (**fig. 12**), pero en un caso más general deben considerarse tres curvas $P(\theta)$.

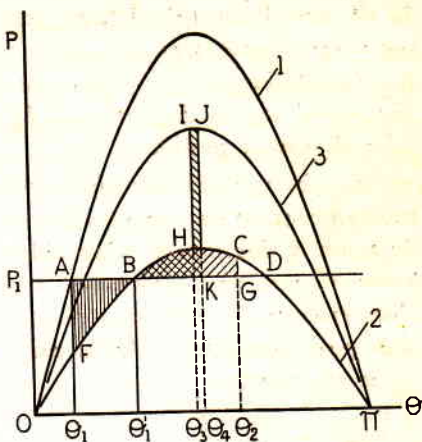


Fig. 12

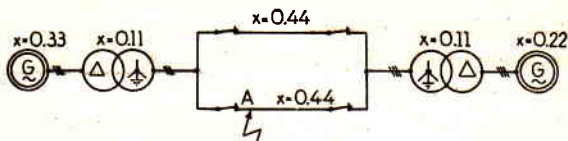


Fig. 13

En efecto, supongamos que la transmisión entre las dos máquinas se efectúa por intermedio de dos líneas en paralelo de acuerdo con el esquema de la **fig. 13** y que se produce un defecto sobre una de ellas: la curva 1 de la **fig. 12** corresponde ahora al funcionamiento antes del defecto con las dos líneas en paralelo, la curva 2 al funcionamiento con el defecto, y la curva 3 al funcionamiento con una sola línea, después de la eliminación de la averiada. Al eliminar el defecto, la curva $P(\theta)$ pasa de 2 a 3 y si el corte tiene lugar cuando $\theta = \theta_3$, el ángulo máximo alcanzado es θ_4 tal que el área $A F B A$

igual a al área BHIJKB; θ_4 es inferior a θ_2 y el riesgo de desenganche disminuye.

La interrupción debe ser tanto más rápida cuanto menor es X . Si el defecto no es trifásico, se calcula el valor de X que debería tener el defecto trifásico equivalente para conservar las mismas componentes directas de la corriente y de la tensión en el lugar del defecto, que son las que interesan fundamentalmente en el problema de la transmisión, pues los generadores sólo producen f.e.m.s directas. Si X'_0 , X'_2 y X'_1 son las reactancias a las corrientes homopolares, inversas y directas respectivamente, vistas desde el punto del defecto, se tiene de inmediato, suponiendo despreciable la reactancia del defecto propiamente dicho

dos fases y tierra	$X = X'_0 X'_2 / (X'_0 + X'_2)$
dos fases sin tierra	$X = X'_2$
una fase y tierra	$X = X'_0 + X'_2$

Se ve que desde el punto de vista de la estabilidad, la gravedad del accidente de impedancia nula va disminuyendo en el orden de defectos siguiente: entre las tres fases, entre dos fases y tierra, entre dos fases sin tierra, entre una fase y tierra. Para fijar las ideas reproducimos en la fig. 14 las curvas dadas por Evans y Wagner, relativas a un defecto en el punto A de la fig. 13, cerca de las barras de alta tensión. Se supone que el defecto se elimina simultáneamente en los dos extremos. Las curvas representan, en función de la duración del defecto, la mayor potencia transmisible, referida a la potencia máxima que se puede transportar con una línea cortada sin ocasionar la ruptura del sincronismo; la curva *a* (fig. 14) corresponde al defecto de una fase a tierra, *b* al de dos fases sin tierra, *c* al de dos fases y tierra, y *d* al de las tres fases.

Se concibe, pues, que desde el avvenimiento de la interconexión, y desde que se encará el transporte de potencias elevadas, relativamente próximas a la potencia límite, no ha sido posible tolerar en las «grandes redes» relés e interruptores lentos.

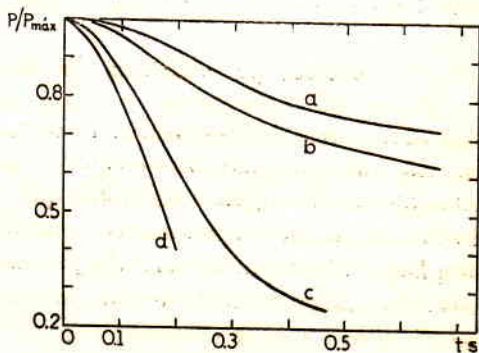


Fig. 14

El mejoramiento de la estabilidad dinámica no es la única ventaja que presenta el corte rápido en lo referente a la marcha en paralelo de las máquinas síncronas. Volvamos al esquema de la **fig. 11a**: después de eliminar el defecto sobre la derivación por medio del interruptor In_3 , la línea principal funciona como antes del accidente; aquí, como ya notamos, la curva 3 de la **fig. 12** se confunde con la curva 1. Pero antes de que In_3 haya cortado, el decalaje θ aumenta, y al cortar se produce una sobreintensidad en el circuito de las dos máquinas: el problema es análogo al acoplamiento en paralelo de dos máquinas en un instante en que las f.e.m.s están considerablemente defasadas entre sí.

Antes del accidente se tenía

$$(X_1 + X_2)^2 I^2 = E_1^2 + E_2^2 - 2 E_1 E_2 \cos \theta_1$$

e inmediatamente después del funcionamiento del interruptor In_3 , suponiendo en primera aproximación que las reactancias se mantienen constantes

$$(X_1 + X_2)^2 I'^2 = E_1^2 + E_2^2 - 2 E_1 E_2 \cos \theta_3$$

de donde, dividiendo

$$\left(\frac{I'}{I} \right)^2 = 1 + \frac{\cos \theta_1 - \cos \theta_3}{\frac{1}{2} \left(\frac{E_1}{E_2} + \frac{E_2}{E_1} \right) - \cos \theta_1} \quad (64)$$

Para θ_1 pequeño y θ_3 considerable, la sobreintensidad puede ser muy grande, suficiente como para abrir el interruptor In_1 o el In_2 ; se ve el interés que existe en asegurar el funcionamiento rápido de In_3 , para limitar θ_3 todo lo posible.

14. Efectos perjudiciales del arco.

Para terminar este resumen de las consecuencias de un corto-circuito, mencionemos los efectos perjudiciales del arco que generalmente lo acompaña. El arco, que se extingue y enciende a la frecuencia de los alternadores, produce sobretensiones; además se desplaza bajo la influencia de las fuerzas electrodinámicas, de los efectos térmicos y también por acción del viento. Un corto-circuito de un hilo a tierra se transforma frecuentemente en un corto-circuito entre dos y aún entre tres hilos. Se comprende que la presencia



Fig. 15

Clisé Brown - Boveri.

de un arco móvil constituye un grave peligro de destrucción, especialmente un peligro de incendio: es evidente el interés del corte rápido en tales circunstancias.

La **fig. 15** representa las consecuencias destructivas de un arco producido sobre un aislador de línea al cabo de 0,06 s (arriba, izquierda), 0,15 s (arriba, derecha), 0,3 s (abajo, izquierda), 0,7 s (abajo, derecha): los efectos, y por consiguiente el interés del corte rápido, son manifiestos.

CAPÍTULO II

Corte de los circuitos en corriente alterna

1. Corte en corriente sinusoidal de un circuito monofásico elemental ideal de constantes concentradas.

A) Circuito inductivo.

Consideremos el circuito de la **fig. 16**, alimentado por un alternador ideal de caída de tensión nula, que en todas las circunstancias mantiene en sus bornes una d.d.p. sinusoidal $e = E_m \cos (\omega t + \theta)$ de amplitud y frecuencia constantes. El coeficiente de self-inducción del circuito, L , la resistencia R , la capacidad C y la conductancia G se consideran concentradas e independientes de la frecuencia y de la corriente o de la tensión. El interruptor, que consideramos

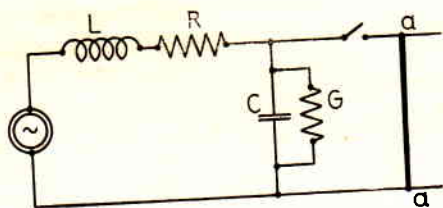


Fig. 16

unipolar, es también ideal, es decir, de caída de tensión en el arco nula, y sin capacidad ni conductividad propias después de la extinción del arco. Dicho de otra manera, se admite que el interruptor equivale a un corto-circuito perfecto en tanto que dura el arco, y a una aislación perfecta en cuanto el arco se extingue; tal interruptor se ha llamado a veces «interruptor α ».

Definido así el circuito, y estando cerrado el interruptor, se produce en aa un corto-circuito de impedancia nula. La tensión u_0 en los bornes del condensador es por consiguiente nula mientras dura el defecto; suponemos que éste persiste durante un tiempo suficiente como para que en el instante en que empiezan a separarse los contactos se haya amortiguado completamente la componente continua de la corriente, es decir, como para que la corriente i en la self-inducción haya alcanzado el valor del primer régimen permanente. Caracterizaremos por el subíndice 1 los valores en este régimen; se tiene

$$u_{c1} = 0 \quad (1)$$

$$i_1 = \frac{E_m}{Z} \cos (\omega t + \theta - \varphi) \quad (2)$$

con

$$Z = \sqrt{R^2 + L^2 \omega^2}, \quad \varphi = \arctg L \omega / R$$

El interruptor se abre como consecuencia de la sobreintensidad, y al separarse sus contactos se forma un arco, que se corta en un instante dado, instante que tomaremos como origen del tiempo. En el instante del corte se tiene

$$(e)_0 = E_m \cos \theta$$

$$(i_1)_0 = \frac{E_m}{Z} \cos (\theta - \varphi)$$

$$(u_{c1})_0 = 0$$

Después del corte las ecuaciones del circuito son, designando por i_c e i_g las corrientes en el condensador C y la conductancia G respectivamente

$$E_m \cos (\omega t + \theta) = Ri + L \frac{di}{dt} + u_c \quad (3)$$

$$u_c = \frac{1}{C} \int i_c dt = \frac{i_g}{G} \quad (4)$$

$$i = i_c + i_g \quad (5)$$

de donde, después de eliminar i , i_c e i_g

$$\frac{E_m}{LC} \cos (\omega t + \theta) = \frac{d^2 u_c}{dt^2} + \left(\frac{R}{L} + \frac{G}{C} \right) \frac{du_c}{dt} + \frac{1}{LC} (1 + RG) u_c \quad (6)$$

Definimos la pulsación ω_0

$$\omega_0^2 = \frac{1}{LC} (1 + RG) \quad (7)$$

y el grado de amortiguamiento α

$$\alpha = \frac{R/L + G/C}{2 \sqrt{(1 + RG)/LC}} \quad (8)$$

Hagamos

$$b = \alpha \omega_0 \quad (9)$$

$$b' = \sqrt{\alpha^2 - 1} \omega_0 = j b'' \quad (10)$$

$$x = \frac{\omega}{\omega_0} \quad (11)$$

Caracterizaremos por el subíndice 2 los valores en el nuevo régimen permanente y por el índice ' los valores del régimen libre que se origina después del corte. Se tiene

$$u_c = u_{c2} + u'_c \quad (12)$$

donde

$$u_{c2} = \frac{E_m}{K} \cos(\omega t + \theta - \psi) \quad (13)$$

con

$$K = LC \omega_0^2 \sqrt{(1 - x^2)^2 + 4 \alpha^2 x^2} \quad \text{y} \quad \psi = \arctg 2 \alpha x / (1 - x^2)$$

La expresión de u'_c depende del grado de amortiguamiento α :

1 a) $\alpha < 1$; es el caso que más nos interesa

$$u'_c = A e^{-bt} \sin(b''t + \zeta) \quad (14)$$

1 b) $\alpha > 1$

$$u'_c = e^{-bt} (A \operatorname{ch} b't + B \operatorname{sh} b't) \quad (14 a)$$

$$2) \quad \alpha = 1 \text{ o sea } \left(\frac{R}{2 \sqrt{L/C}} - \frac{G}{2 \sqrt{C/L}} \right)^2 = 1$$

$$u'_c = e^{-bt} (A + Bt) \quad (14b)$$

siendo A y ζ o A y B las constantes de integración.

Busquemos ahora la expresión de la corriente en la self-inducción después del corte. Se tiene

donde
$$i = i_2 + i^1 \quad (15)$$

con
$$i_2 = \frac{E_m}{K} \sqrt{G^2 + C^2 \omega^2} \cos(\omega t + \theta - \psi + \varepsilon) \quad (16)$$

$$\varepsilon = \arctg \frac{C\omega}{G}$$

i^1 , limitándonos al caso en que $\alpha < 1$, es

$$i^1 = Gu_c^1 + C \frac{du_c^1}{dt} = C A b^n e^{-bt} \cos(b^n t + \zeta) + A(G - Cb) e^{-bt} \operatorname{sen}(b^n t + \zeta) \quad (17)$$

Las constantes A y ζ están determinadas por las condiciones iniciales. Para $t = 0$, $(u_c)_0 = (u_{c1})_0 = 0$ e $(i)_0 = (i_1)_0$; suponiendo $\alpha < 1$

$$(u_c^1)_0 = A \operatorname{sen} \zeta = (u_{c1})_0 - (u_{c2})_0 = -\frac{E_m}{K} \cos(\theta - \psi) \quad (18)$$

$$\begin{aligned} (i^1)_0 &= C A b^n \cos \zeta + A(G - Cb) \operatorname{sen} \zeta = (i_1)_0 - (i_2)_0 = \\ &= \frac{E_m}{Z} \cos(\theta - \varphi) - \frac{E_m}{K} \sqrt{G^2 + C^2 \omega^2} \cos(\theta - \psi + \varepsilon) \end{aligned} \quad (19)$$

A partir de (18) y (19) se calculan fácilmente A y ζ , pero no indicamos sus expresiones, pues preferimos definir la oscilación libre de la tensión por $(u_c^1)_0$, dada por (18) y $(du_c^1/dt)_0$; se encuentra inmediatamente, a partir de (17), (18) y (19)

$$\begin{aligned} \left(\frac{du_c^1}{dt} \right)_0 &= \frac{1}{C} (i^1)_0 - \frac{G}{C} (u_c^1)_0 = \\ &= \frac{E_m}{Z C} \cos(\theta - \varphi) + \frac{E_m \omega}{K} \operatorname{sen}(\theta - \psi) \end{aligned} \quad (20)$$

Las elongaciones sucesivas de la oscilación libre se calculan por

$$U'_{c \max h} = \frac{1}{\omega_0} \sqrt{\left[b(u'_c)_0 + \left(\frac{du'_c}{dt} \right)_0 \right]^2 + [b^n(u'_c)_0]^2} e^{-b \left(\frac{\gamma + h\pi}{b^n} \right)} \quad (21)$$

donde

$$\gamma = \text{menor arctg} \frac{b^n \left(\frac{du'_c}{dt} \right)_0}{\omega_0^2 (u'_c)_0 + b \left(\frac{du'_c}{dt} \right)_0} \quad (22)$$

y h es un entero.

Es interesante observar que, a igualdad de α y ω_0 , todas las curvas posibles de oscilación propia $u'_c(t)$ se reducen (como lo demostramos en nuestro libro «Galvanómetros», estudiando el movimiento del órgano móvil de estos aparatos) a un número de curvas únicas comprendido entre 1 y 4, según los valores de α , $(u'_c)_0$ y $(du'_c/dt)_0$.

Cuando $\alpha < 1$, y a igualdad de ω_0 , a cada valor de α corresponde una sola curva única, superponiéndose todas las curvas con diferentes condiciones iniciales mediante un cambio de escala de ordenadas y una translación a lo largo del eje de abscisas.

Representemos sobre el mismo gráfico (fig. 17) e , i_1 y u_{c2} en

función de ωt . Supongamos que el corte ocurre en A, cuando la corriente i_1 se aproxima a cero disminuyendo en valor absoluto. El punto A define el ángulo θ , negativo, superior en valor absoluto a $\pi/2 - \varphi$. Conociendo φ y ψ se puede calcular $(du'_c/dt)_0$, que es aquí negativo, y $(u'_c)_0$: la curva particular de oscilación propia relativa al caso estudiado está pues perfectamente definida; hemos representado la oscilación resultante en la fig. 17. La curva de tensión $u_{c2}(\omega t)$ constituye el eje de la oscilación li-

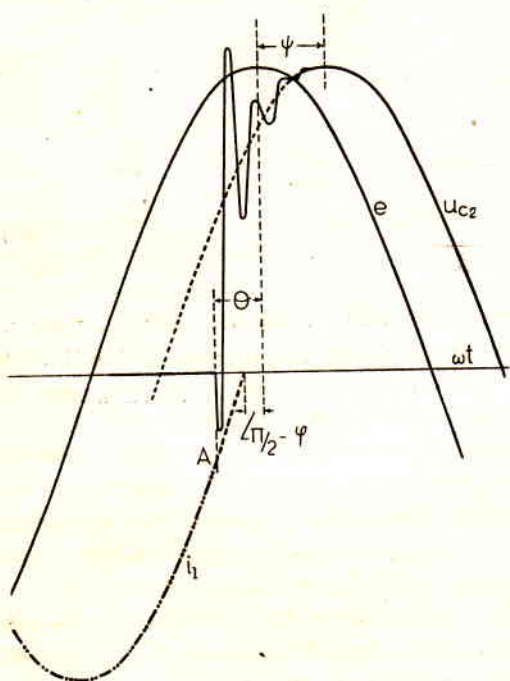


Fig. 17

bre; las elongaciones de esta última se traducen por «puntas» $u_{c\max}$ de la curva resultante. Se observa en la **fig. 17** que la primera punta es negativa; las otras son positivas; la tensión resultante u_c alcanza su mayor valor absoluto en la segunda punta.

Ahora debemos relacionar más estrechamente el estudio precedente con el proceso real de corte en los interruptores de corriente alterna. En principio, estos aparatos no interrumpen la corriente, sino que aprovechan una extinción del arco, que en primer análisis podemos confundir con un pasaje de la corriente por cero, para impedir que aquél vuelva a encenderse. Se trata (más adelante examinaremos en detalle por qué medios) de aprovechar el corto intervalo de tiempo en que el arco está extinguido para restablecer la rigidez dieléctrica entre los contactos que se van alejando, de manera que la tensión entre dichos contactos sea insuficiente para volver a encender el arco. Pero la tensión entre contactos es precisamente la tensión u_c en los bornes del condensador; se ve así la importancia del estudio que acabamos de hacer.

Se dice que el corte es «natural» si el arco se extingue sólo en el momento en que la corriente, que varía en forma continua, pasa por cero. El punto A de la **fig. 17** se encuentra entonces sobre el eje de los tiempos y $\theta = \varphi - \pi/2$. Se tiene entonces $(du'_c/dt)_0 = -(E_m \omega / K) \cos(\varphi - \psi)$ y la primera punta también es negativa, pero generalmente bastante reducida, porque φ es más bien próximo a $\pi/2$ y ψ a 0; ésta desaparecería en un circuito sin amortiguamiento [$\alpha = 0$, $R = G = 0$, $(du'_c/dt)_0 = 0$].

Pero el arco real puede extinguirse bruscamente cuando la corriente posee un valor apreciable (**fig. 17**), lo que ocurre en particular cuando se trata de cortar corrientes pequeñas, como las absorbidas por transformadores en vacío; $|(du'_c/dt)_0|$, y por consiguiente la primera punta, pueden ser entonces considerables, lo que se interpreta físicamente en forma simple, dado que parte de la variación de la energía electromagnética de la corriente en la self, que pasa de i_1 a i_2 , debe encontrarse bajo forma electrostática, consumiéndose la otra parte en las resistencias del circuito. Para fijar las ideas consideremos el circuito sin amortiguamiento ($\alpha = b = 0$, $b'' = \omega_0 = 1/\sqrt{LC}$, $\varphi = \pi/2$, $\psi = 0$) y supongamos que la corriente se corta bruscamente en el momento de su pasaje por el máximo: $\theta = -\pi/2$; se tiene entonces, siendo x pequeña frente a la unidad, $(u'_c)_0 = 0$, $(du'_c/dt)_0 \cong -E_m/LC\omega$ y $|(du'_c/dt)_0|$ alcanza el mayor valor posible. El valor de la primera punta $u_{c\max 1}$ se calcula aquí simplemente por la fórmula (21), puesto que $u_{c2} = 0$ en el instante de corte y $x \ll 1$; se encuentra,

$$u_{c \max 1} = U_{c \max 1} = - \frac{E_m}{x} \quad (23)$$

resultado que se obtiene también haciendo $\frac{1}{2} L I_{m1}^2 = \frac{1}{2} C u_{c \max 1}^2$.

Pero es evidente que una sobretensión tan importante (y aún una menor) *volvería a encender* el arco estableciendo la corriente en el mismo sentido; tal fenómeno se puede observar a veces si la punta alcanza un valor suficiente; en esta forma el interruptor se protege a sí mismo contra sobretensiones de corte excesivas. Cuando la primera punta es de pequeña amplitud, la segunda punta, de polaridad inversa, debe ser resistida para que el arco siga extinguido; en caso de corte natural y con grado de amortiguamiento muy pequeño, dicha punta se produce al cabo de $\sim \pi/2\omega_0$; su valor es

$$u_{c \max 2} \cong \frac{E_m}{1-x^2} \left(\cos \frac{\pi}{2} x + 1 \right) \cong 2 E_m \quad (24)$$

El corte, aún natural, de un circuito inductivo con amortiguamiento despreciable y caída de tensión en el arco nula, es pues particularmente difícil, ya que en el instante en que la corriente pasa por cero, el valor de la tensión u_{c2} a restablecerse es igual a $\sim E_m$ y la tensión entre contactos alcanza en $\pi/2\omega_0$, tiempo muy corto, el valor $\sim 2 E_m$; sería pues necesario que durante ese tiempo la rigidez dieléctrica del espacio entre contactos se restableciera lo suficiente como para soportar ese «choque» de tensión.

A medida que crece el grado de amortiguamiento del circuito el corte se hace más fácil. En efecto, suponiendo siempre que el corte es natural, el valor de la tensión u_{c2} en el instante en que la corriente pasa por cero es $(E_m/K) \operatorname{sen} (\varphi - \psi) \cong E_m \operatorname{sen} \varphi$, si, como ocurre en general, $G \cong 0$, $x < 1$ y $R C \omega = 2 \alpha x < 1$; por consiguiente el valor de la tensión entre contactos que se alcanza en la segunda punta es sensiblemente

$$u_{c \max 2} = 2 E_m \operatorname{sen} \varphi \quad (25)$$

En el caso límite en que L y G son prácticamente despreciables, en el momento en que la corriente se anula se tiene $u_{c2} \cong E_m R C \omega$, valor muy pequeño, que se alcanza en oscilación libre, aperiódica, de constante de tiempo $C R$: las condiciones son, pues, particularmente favorables para el corte.

Es interesante conocer la duración práctica t_r de la oscilación propia; para $\alpha < 0,1$ se tiene $\omega_0 t_r = \log_e n/\alpha$, donde n es la fracción de $(u'_c)_0$ a la que se debe reducir u'_c para que se pueda considerar extinguido el régimen transitorio.

B) Circuito capacitivo en corriente sinusoidal (corte de líneas relativamente largas en vacío).

Consideremos el circuito de la **fig. 18**; para simplificar hemos despreciado las resistencias. Como en el caso anterior, suponemos que el alternador, de f.e.m. $e = E_m \cos(\omega t + \psi)$, es de caída de tensión nula y mantiene en sus bornes una d.d.p. de frecuencia y amplitud constantes. El coeficiente de self-inducción L y las capacidades c y C se suponen concentradas y constantes. El interruptor es un «interruptor α ».

Tanto con el interruptor cerrado como durante su apertura, pero antes de la extinción del arco, la corriente en la capacidad C y la tensión en los bornes de los dos condensadores son, respectivamente

$$i_1 = \frac{E_m C \omega}{1 - LC' \omega^2} \cos\left(\omega t + \psi + \frac{\pi}{2}\right) \quad (26)$$

$$u_{c1} = \frac{E_m}{1 - LC' \omega^2} \cos(\omega t + \psi) \quad (27)$$

donde $C' = C + c$.

e , i_1 y u_{c1} en función de ωt están representadas en la **fig. 19**.

Cuando la corriente pasa por cero, en **A**, el arco se extingue, y queda extinguido porque la tensión entre contactos es al principio prácticamente nula. En efecto, el condensador C , aislado, queda cargado al potencial $U_{mc1} = -E_m / (1 - LC' \omega^2)$, que existía en los bornes del conjunto al anularse la corriente i_1 , mientras que la tensión en los bornes del condensador c pasa, en oscilación libre, de U_{mc1} a su nuevo valor de régimen, definido por $u_{c2} = E_m \cos(\omega t + \psi) / (1 - LC \omega^2)$. Tomaremos **A** como origen de fases, de modo que $\psi = \pi$. La capacidad c es generalmente despreciable de

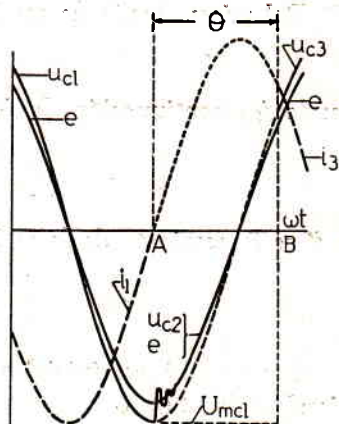


Fig. 19

manera que confundiremos u_{c2} con e . Representamos en la **fig. 19** la oscilación libre amortiguada en los bornes de c , pero haremos abstracción de ella en lo que sigue, porque es de importancia

secundaria para nuestro estudio. En esas condiciones, admitimos que la d.d.p. en los bornes del interruptor es $U_{mc1} + E_m \cos \omega t$, y por lo tanto aumenta a la frecuencia del alternador desde $U_{mc1} + E_m$ hasta, en principio, $U_{mc1} - E_m$, valor que alcanzaría medio período más tarde. Pero estando todavía poco alejados los contactos del interruptor, la tensión entre ellos puede hacerse suficiente como para encender el arco en un instante B, definido (respecto al instante A) por el ángulo arbitrario θ de la f.e.m. $e_R = -E_m \cos \theta$. Tomamos la fase de B como nuevo origen de las fases.

Al cebarse el arco, la tensión en los bornes de los condensadores es

$$u_c = u_{c3} + u_c^1 \quad (28)$$

donde u_{c3} es la tensión en el nuevo régimen permanente, igual evidentemente a la tensión u_{c1} , como si no hubiera existido la interrupción entre A y B, o sea

$$u_{c3} = -\frac{E_m}{1 - LC^1 \omega^2} \cos(\omega t + \theta) \quad (27a)$$

y u_c^1 es la tensión de la oscilación libre

$$u_c^1 = A \sin(\omega_0 t - \varphi) \quad (29)$$

con

$$\omega_0^2 = \frac{1}{LC} \quad (30)$$

Del mismo modo, la corriente en el interruptor es

$$i = i_3 + i^1 \quad (31)$$

donde i_3 , continuación de i_1 , es la corriente en el nuevo régimen

$$i_3 = -\frac{E_m C \omega}{1 - LC^1 \omega^2} \cos\left(\omega t + \theta + \frac{\pi}{2}\right) \quad (26a)$$

e i^1 es la corriente de la oscilación libre

$$i^1 = C \frac{du_c^1}{dt} = C A \omega_0 \cos(\omega_0 t - \varphi) \quad (32)$$

Las condiciones iniciales $(i)_0 = 0$ y $(u_c)_0 = U_{mc1}$, dan, despreciando c frente a C

$$(i^1)_0 = (i)_0 - (i_3)_0 = -\frac{E_m C \omega}{1 - LC^1 \omega^2} \sin \theta = C A \omega_0 \cos \varphi \quad (33)$$

y

$$(u_c^1)_0 = (u_c)_0 - (u_{c3})_0 = -\frac{E_m}{1 - LC^1 \omega^2} (1 - \cos \theta) = -A \sin \varphi \quad (34)$$

Las relaciones (33) y (34) dan A y φ o, si se prefiere, $(u'_c)_0$ y $(du'_c/dt)_0 = (i')_0/C$. Resulta finalmente, introduciendo $x \equiv \omega/\omega_0$

$$i = \frac{E_m C \omega}{1 - x^2} \operatorname{sen}(\omega t + \theta) - \frac{E_m C \omega_0}{1 - x^2} \sqrt{x^2 \operatorname{sen}^2 \theta + (1 - \cos \theta)^2} \times \\ \times \cos \left(\omega_0 t + \operatorname{arctg} \frac{1 - \cos \theta}{x \operatorname{sen} \theta} \right) \quad (35)$$

Se observará que, siendo x pequeña frente a la unidad (por ejemplo del orden de 0,05), la relación entre las amplitudes de las componentes libre y forzada de la corriente, igual sensiblemente a $(1 - \cos \theta)/x$, es elevada: la amplitud de la componente libre de la corriente puede alcanzar valores considerables.

Consideremos el caso en que $\theta = \pi$, o sea el caso en que la descarga se produce cuando la d.d.p. entre los contactos es máxima. En esas condiciones $(u'_c)_0 = -2 E_m/(1 - x^2)$, $(du'_c/dt)_0 = 0$ y, dado que la variación de la tensión de la red es despreciable durante el semi-período de la oscilación propia, o sea que $x \ll 1$, la tensión en los bornes del condensador llega, al cabo de π/ω_0 , a ser sensiblemente igual a $3 E_m$. Por otra parte la relación (35) se escribe

$$i = -\frac{E_m C \omega}{1 - x^2} \operatorname{sen} \omega t + \frac{2 E_m C \omega_0}{1 - x^2} \operatorname{sen} \omega_0 t \quad (36)$$

Se ve que durante el intervalo de tiempo que emplea la tensión en los bornes de C en pasar de $\sim -E_m$ a $\sim 3 E_m$, se puede prácticamente admitir que la corriente de régimen permanente es nula mientras que la corriente de régimen libre efectúa un medio período de su oscilación, volviendo a pasar por cero cuando $u_c \cong u_{c \max} \cong 3 E_m$ (fig. 20 a; como suponemos $x \ll 1$, confundimos no sólo u_{c2} , sino también u_{c1} con e). Si a partir de ese momento la corriente quedase interrumpida, el condensador se encontraría al potencial $\sim 3 E_m$, que se mantendría constante hasta una nueva descarga. En particular, después de otro medio período del alternador, la d.d.p. entre contactos llegaría a ser $\sim 4 E_m$ (fig. 20 a) y si se produjese una descarga, el condensador quedaría al potencial $\sim -5 E_m$ a condición de que la corriente no pasase de nuevo más que un medio período propio. Por el mismo mecanismo, el valor absoluto de la d.d.p. en los bornes de C se eleva en $\sim 2 E_m$ en cada medio período del alternador.

En el análisis que acabamos de hacer se admitió que el arco, que se enciende en el instante en que la tensión entre contactos es $\sim 2 E_m$, se extingue en el primer pasaje por cero de la corriente cuando, si

el amortiguamiento es poco importante, la tensión entre contactos no es muy inferior a $2 E_m$; pero es preciso observar que en el primer caso la variación de la tensión se hace a la frecuencia del alternador, mientras que en el segundo es a la frecuencia propia.

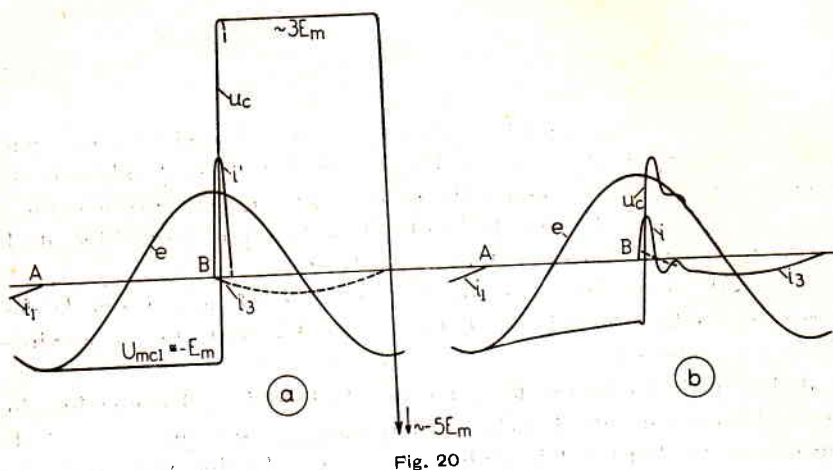


Fig. 20

En realidad, debido al amortiguamiento, el proceso descrito es sólo un caso límite. En efecto, hemos admitido que la d.d.p. en los bornes del condensador C permanece constante al quedar éste aislado por la interrupción natural del arco (punto A de las **figs. 19 y 20**); pero ella disminuye más o menos rápidamente, en razón de las fugas propias de C (que son más sensibles si C es una línea aérea, y menos si C es un cable o un condensador propiamente dicho) y de la conductividad del interruptor después de la extinción del arco. En definitiva, la recta U_{mc1} de las **figs. 19 y 20 a** debe ser reemplazada por una curva que, partiendo del punto de $u_{c1}(\omega t)$ relativo al instante en que se extingue el arco del interruptor, va acercándose al eje de las abscisas (**fig. 20 b**; u_{c1} se confunde con $u_{c2} \cong e$ si se cumple $2\alpha x \ll 1$; condición realizada aún para valores importantes de α si x es suficientemente pequeño). A igualdad de la tensión de encendido, esta circunstancia hace que los contactos puedan separarse más que en el caso ideal considerado más arriba e inclusive puede hasta impedir el encendido. El mayor valor de la d.d.p. entre los contactos del interruptor no es $2 E_m$, como en la **fig. 20 a**, sino $E_m (1 + k)$, donde el coeficiente k , inferior a 1, tiene en cuenta la disminución de la tensión U_{mc1} (**fig. 20 b**). Si suponemos todavía que la corriente en el arco se anula en su primer pasaje por cero, o sea sensiblemente medio período propio después del encendido, la tensión $u_{o\ max}$ será

$E_m + E_m (1 + k) k'$, donde el coeficiente k' , inferior a 1, tiene en cuenta el amortiguamiento de la oscilación libre; $u_{c \max}$ puede así ser notablemente inferior a $3 E_m$. Si admitimos en cambio que la corriente en el arco no se interrumpe en el primer pasaje por cero, sino en un pasaje posterior, continuando las oscilaciones libres, la tensión a la que puede quedar cargado el condensador C se reduce más todavía. Finalmente, si las oscilaciones propias se extinguen naturalmente sin interrupción de la corriente, se restablece el régimen inicial con la corriente $i_3 = i_1$ y los dos condensadores en paralelo: los fenómenos pueden repetirse cuando, sensiblemente medio - período del alternador más tarde, la corriente i_1 pasa por cero, extinguiéndose el arco; pero esta vez, estando ya considerablemente separados los contactos, es más probable que la d.d.p. $E_m (1 + k)$ no sea suficiente para volver a encender el arco.

Frecuentemente basta una tensión bien inferior a $2 E_m$ para cebar por primera vez el arco, y se han constatado descargas sucesivas que van elevando progresivamente el potencial en los bornes de C aunque, a causa del amortiguamiento, raras veces se han encontrado tensiones superiores a $4 E_m$. El mejor medio de evitar esas sobretensiones y sobreintensidades sería construir un interruptor capaz de resistir la tensión $U_{mc1} + E_m \cos \omega t$ que se restablece a la frecuencia del alternador, especialmente $\sim 2 E_m$ medio - período del alternador después de la primera extinción del arco. Ello es tanto más difícil cuanto mayor es la tensión E_m y, mientras este resultado no se puede alcanzar, los interruptores con conductividad propia importante, natural o artificial, cortan más fácilmente. Es evidente que dicha conductividad debe desaparecer después de efectuado definitivamente el corte.

2. Corte en corriente sinusoidal de un circuito trifásico inductivo ideal, elemental, de constantes concentradas.

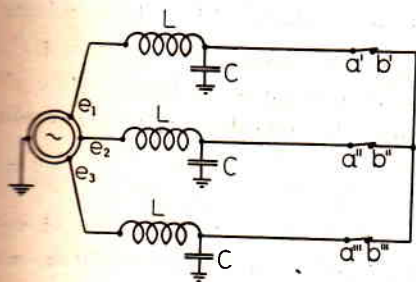


Fig. 21

Consideremos el circuito trifásico elemental de la fig. 21; como en el párrafo anterior, suponemos el alternador ideal, el coeficiente de self-inducción L y la capacidad C constantes, y el interruptor «a». El defecto, que suponemos por ahora sin contacto a tierra, es de impedancia nula. Ad-

mitimos que las corrientes de defecto son sinusoidales, o sea que sus componentes continuas se han amortiguado. Las f.e.m.s de las tres fases

$$e_1 = E_m \cos \omega t \quad e_2 = E_m \cos (\omega t - 2\pi/3) \quad e_3 = E_m \cos (\omega t - 4\pi/3)$$

y las corrientes en los polos del interruptor

$$i_1 = I_m \sin \omega t \quad i_2 = I_m \sin (\omega t - 2\pi/3) \quad i_3 = I_m \sin (\omega t - 4\pi/3)$$

con $I_m = E_m/L\omega$, están representadas en la **fig. 23**.

Supongamos que el primer polo que corta es el de la fase 2 (polo 2), permaneciendo nula la corriente i_2 después de su pasaje por cero definido por $\omega t = 5\pi/3$ (punto A de la **fig. 23**). El defecto trifásico se transforma en defecto entre dos fases sin interesar la tierra. Tomemos $\omega t = 5\pi/3$ como nuevo origen de fases; las corrientes de régimen permanente del nuevo defecto, i'_1, i'_2 e i'_3 , producidas por la f.e.m. $e_{13} = e_1 - e_3 = E_m \sqrt{3} \sin \omega t$, son

$$i'_1 = -I'_m \cos \omega t \quad i'_2 = 0 \quad i'_3 = -i'_1 = I'_m \cos \omega t$$

con $I'_m = E_m \sqrt{3}/2L\omega$. Observemos que $(i_1)_{\omega t=5\pi/3} = -E_m \sqrt{3}/2L\omega = (i'_1)_{\omega t=0}$ e $(i_3)_{\omega t=5\pi/3} = E_m \sqrt{3}/2L\omega = (i'_3)_{\omega t=0}$: el cambio de onda se produce sin discontinuidad en el valor de las corrientes; la transformación del defecto trifásico en el defecto entre dos fases tiene lugar sin oscilación libre de las corrientes i'_1 e i'_3 .

La extinción del primer arco transforma el circuito de la **fig. 21** en el de la **fig. 22**: entre a'' y b'' se encuentran conectadas las capacidades $2C$ y C , en serie entre sí.

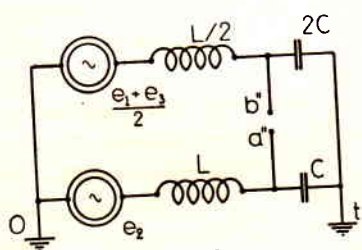


Fig. 22

Estas capacidades, inicialmente en corto-circuito, se encuentran, al producirse la extinción del primer arco, sometidas a las d.d.p. $(e_1 + e_3)/2$ y e_2 respectivamente, que se establecen en oscilación libre de la misma frecuencia propia $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$. La tensión entre los bornes a'' y b''

del primer polo que corta crece, pues, de acuerdo con la expresión

$$v_{a''b''} = -1,5 E_m (\cos \omega t - \cos \omega_0 t) \quad (37)$$

constituyendo la curva $e_2 - (e_1 + e_3)/2 = -1,5 E_m \cos \omega t$ el eje de la oscilación libre, la cual en realidad se amortigua rápidamente (ver la **fig. 23**) por efecto de las resistencias y conductancias.

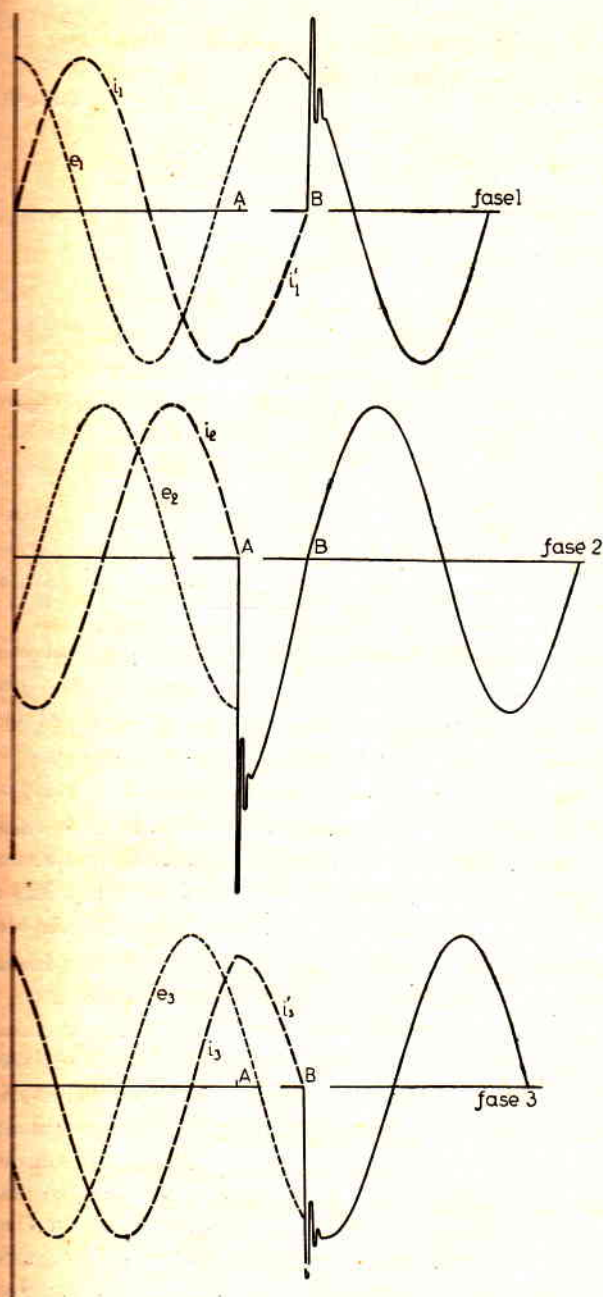


Fig. 23

Un cuarto de período después de la extinción definitiva del arco en el polo 2, las corrientes i'_1 e i'_3 pasan por cero (punto B de la **fig. 23**) y sus arcos se extinguen a su vez definitivamente, puesto que el corte es ahora más fácil. En efecto, la amplitud de las corrientes i'_1 e i'_3 es $\sqrt{3}/2$ veces la de la corriente i_2 ; además vamos a ver que la «punta» de la tensión en los bornes de los polos 1 y 3 es inferior a la que se tenía en los bornes del polo 2. En efecto, el corte de las dos últimas fases transforma el circuito en el de la **fig. 24**. Las tensiones en los bornes de los condensadores deben pasar en oscilación libre de cero al valor de las respectivas tensiones estrelladas después de la extinción (**fig. 23**); los ejes de las oscilaciones libres son $e_1 = E_m \cos (\omega t - \pi/6)$ y $e_3 =$

— $E_m \cos (\omega t + \pi/6)$, tomando el instante de la extinción de los arcos en los últimos polos como nuevo origen de tiempos. La pulsación de las oscilaciones libres es todavía $\omega_0 = \sqrt{1/LC}$, como lo muestra la simple inspección de la **fig. 24**.

Si admitimos que la tensión entre a' y a''' se reparte igualmente entre $a'b'$ y $b'''a'''$, todo sucede como si la tensión en bornes de cada uno de los dos últimos polos que cortan oscilara con pulsación ω_0 en torno de $(e_1 - e_3)/2 = (E_m \sqrt{3}/2) \cdot \cos \omega t$ como eje de oscilación; la punta, si $\omega \ll \omega_0$, es $\sim E_m \sqrt{3}$, en vez de $\sim 3 E_m$ como para el primer polo.

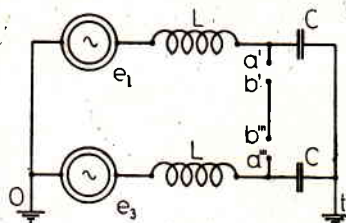


Fig. 24

Si el neutro, en lugar de estar a tierra como en la **fig. 21**, estuviera aislado, los fenómenos de corte, o sea las corrientes y las variaciones de tensión en bornes de los polos, se producirían en forma idéntica.

En el caso de un alternador con neutro aislado y de un defecto con contacto a tierra (O aislado, b'' a tierra, **fig. 22**), los fenómenos son aún los mismos en cuanto a las corrientes y a los ejes de las oscilaciones propias, pero la pulsación de estas oscilaciones, igual a $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$ en los dos polos que cortan en último término, es $\omega_0 = 1/\sqrt{1,5 LC}$ en el primer polo. Es interesante considerar el caso del neutro aislado y del defecto trifásico sin contacto a tierra que se produce cuando una fase está a tierra (O aislado, a'' a tierra, **fig. 22**): el primer polo que corta es el de la fase averiada y la pulsación de las oscilaciones libres correspondientes vale $\omega_0 = 1/\sqrt{3 LC}$; fuera de esta diferencia los fenómenos son los mismos que más arriba.

Supongamos finalmente que tanto el neutro del alternador como el defecto tienen contacto con tierra. En este caso los fenómenos son distintos; con la extinción definitiva en el primer polo, el defecto trifásico se convierte en defecto entre dos fases con tierra; el esquema de la **fig. 22**, hasta ahora válido —a condición de disponer convenientemente las puestas de tierra— deja de serlo. Las corrientes de las fases 1 y 3 no están afectadas por el corte de la fase 2, el cual es idéntico al corte de un defecto monofásico examinado en el párrafo precedente. El eje de la oscilación libre entre $a''b''$ es $e_2 = -E_m \cos \omega t$ en vez de $e_2 = (e_1 + e_3)/2 = -1,5 E_m \cos \omega t$ como en los casos anteriores; el valor de la pulsación propia es por supuesto $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$,

de modo que el corte del primer polo es esta vez más fácil. Los polos restantes ya no cortan simultáneamente, sino en los primeros pasajes por cero de las corrientes respectivas, es decir, $\pi/3\omega$ (fase 1) y $2\pi/3\omega$ (fase 3) después de haber cortado el polo 2. Amplitud y pulsación de las oscilaciones libres son iguales para los cortes en los tres polos.

En los párrafos 7, 8 y 9 volveremos sobre el corte de circuitos trifásicos, tratándolo algo más completamente.

3. Principales diferencias entre el corte de un circuito inductivo ideal y el de un circuito inductivo real.

Hasta ahora hemos considerado el corte en corriente sinusoidal de los circuitos ideales elementales mono- o trifásicos, de constantes concentradas. Examinemos las principales diferencias que presenta el corte de un circuito real con el de un circuito ideal.

a) El funcionamiento de los interruptores es actualmente lo bastante rápido como para exigir la consideración de la componente continua de la corriente del defecto; estudiamos su influencia en el párrafo 6.

b) La caída de tensión en el arco del interruptor no es nula y puede afectar mucho el funcionamiento del aparato, haciendo disminuir sensiblemente la intensidad de la corriente de corto-circuito en las alternancias inmediatamente anteriores a la extinción definitiva, e influyendo sobre todo en la oscilación libre de la tensión posterior a la extinción del arco y en la energía desarrollada por el arco, las cuales constituyen dos de los factores más importantes en el corte. La influencia del arco en el interruptor es estudiada en los párrafos 5 y 6. Despreciamos en cambio el efecto del arco que generalmente acompaña el corto-circuito: admitimos que la corriente simétrica de defecto es sinusoidal mientras los contactos del interruptor no se separan ⁽¹⁾.

c) La conductividad y capacidad propias del interruptor no son nulas y afectan la tensión entre contactos posterior a la extinción del arco.

d) El coeficiente de self-inducción del alternador es diferente a los efectos del cálculo de las corrientes de corto-circuito, donde intervienen tanto las fugas como la reacción del inducido, que a los efectos de la oscilación propia, donde intervienen solamente las fugas. Conviene observar además que a la frecuencia de las oscilaciones pro-

⁽¹⁾ Esto a su vez implica que despreciamos: 1) los armónicos de la onda de corriente, si existen; 2) la variación de la frecuencia del alternador; 3) la variación de la amplitud de la corriente simétrica de defecto.

pías (media), la reactancia de fugas, en razón de las corrientes de *Foucault* más intensas, es menor que la que se mediría a la frecuencia del alternador (baja).

e) Las constantes de los alternadores, transformadores, bobinas de reactancia, líneas, etc., no pueden considerarse concentradas sin discernimiento a las frecuencias medias. En realidad las constantes deben considerarse repartidas: al hablar de constantes concentradas se entiende que se trata de constantes ficticias, equivalentes; el problema es precisado en los párrafos 9 y 10. Además el estudio de defectos no simétricos con contacto a tierra, debería hacerse por el método de las componentes simétricas y no directamente; volvemos sobre este punto en el párrafo 8.

f) Las d.d.p.s en los bornes del alternador, después de producido el corto - circuito, no son forzosamente sinusoidales, y sus amplitudes dependen de la duración, severidad o clase del defecto. La f.e.m. de la máquina varía, por efecto de la reacción del inducido, desde el valor que tenía antes del defecto al que corresponde al establecimiento de la corriente permanente de corto - circuito. Después del corte, desaparecida la sobreintensidad, la amplitud de la f.e.m. aumenta hasta alcanzar el valor correspondiente al nuevo funcionamiento; tratamos estos problemas en el párrafo 7.

En el instante del corte, la tensión de baja frecuencia entre los contactos del interruptor depende, pues, de la duración y de la clase del defecto, de la intensidad de la corriente de corto - circuito y de la ausencia o presencia del regulador de excitación; se la caracteriza por medio de la tensión de restablecimiento y de la tensión instantánea de restablecimiento, definidas en el párrafo que sigue.

4. Tensión de restablecimiento, tensión instantánea de restablecimiento y tensiones transitorias de restablecimiento.

Se llama *tensión de restablecimiento* el valor eficaz de la tensión a la frecuencia de empleo, que reaparece entre los conductores de fase del circuito después de la extinción final de los arcos en todos los polos y después del amortiguamiento de los fenómenos transitorios. En el capítulo X damos la determinación que ha sido convenida, a partir de los oscilogramas. Con este valor se puede calcular el *valor eficaz* de la tensión a la frecuencia de empleo, que aparecerá entre los contactos del primer polo del interruptor en los instantes que siguen a la extinción del arco, tensión que sirve de eje a la oscilación libre; llamaremos *tensión de restablecimiento entre contactos* a este

último valor eficaz, entendiéndose que se refiere al primer polo que corta.

La importancia de la tensión de restablecimiento entre contactos es obvia, pues caracteriza la dificultad de corte más directamente que la tensión de restablecimiento —sobrentendido, entre hilos de fase—, sin embargo las reglas no la consideran explícitamente. Para comparar la severidad de corte de diversas clases de defectos intervienen las tensiones de restablecimiento entre contactos; para determinar el poder de corte de un interruptor tripolar con ensayos hechos sobre un solo polo, es necesario considerar las tensiones de restablecimiento, tanto entre hilos de fase (que sirve para clasificar el interruptor) como entre contactos (que define la dificultad de corte). Volveremos oportunamente sobre estos problemas.

En el parágrafo 7 indicamos los valores de las tensiones de restablecimiento, tanto entre hilos de fase como entre contactos, en el caso de un alternador que funciona en vacío antes del accidente.

Hemos visto que el valor determinante de la amplitud de las oscilaciones libres de la tensión no es el *eficaz*, sino el *instantáneo* de la tensión a baja frecuencia que ha de establecerse entre contactos en el instante en que se extingue el arco. Nos vemos así conducidos a definir como *tensión instantánea de restablecimiento*, el *valor instantáneo*, a la frecuencia de empleo, de la tensión que reaparecería entre los contactos de un polo del interruptor después de la extinción del arco si no existieran los fenómenos transitorios.

La *tensión transitoria de restablecimiento* designa a la tensión entre los contactos de cada polo del interruptor, después de la extinción del arco, mientras dura prácticamente el régimen transitorio y depende de la naturaleza del circuito, del interruptor (conductividad y capacidad propias) y de la tensión instantánea de restablecimiento, función a su vez de la tensión de restablecimiento, del circuito, del interruptor (tensión del arco, conductividad y capacidad propias) y del azar, es decir, de los instantes iniciales de la corriente de corto-circuito y de la separación de contactos.

Las nuevas proposiciones de las reglas americanas A.S.A., 1941, distinguen entre

1) tensión transitoria de restablecimiento del circuito — basada en una tensión de restablecimiento igual a la tensión nominal, en ausencia de componentes asimétricas en las corrientes y en la hipótesis de un aparato de interrupción ideal, que no introduzca distorsión: caracteriza la influencia del circuito en sí sobre la oscilación de la tensión.

2) tensión transitoria de restablecimiento modificada del circuito — es la tensión definida en 1) modificada de acuerdo con la tensión de restablecimiento realmente existente y de la asimetría de la corriente correspondiente a un ensayo particular. Caracteriza la influencia de las condiciones relativas a un ensayo dado sobre la oscilación de la tensión.

3) tensión transitoria de restablecimiento del ensayo — es la tensión transitoria que se produce realmente en un ensayo dado; es la definida en 2) teniendo en cuenta la influencia del interruptor.

5. Influencia de la caída de tensión en el arco sobre el corte de una corriente sinusoidal.

Consideremos el circuito de la **fig. 25**, que comprende un alternador ideal, de caída de tensión nula, que en todas las circunstancias mantiene en sus bornes una d.d.p. sinusoidal de amplitud y frecuencia constantes. El coeficiente de self-inducción L y la capacidad C se consideran concentrados e independientes de la frecuencia y de la corriente o de la tensión respectivamente; para simplificar hemos despreciado las resistencias y conductancias. Supongamos que después de producido el corto-circuito (que admitimos de impedancia nula) se haya llegado al régimen permanente; sean

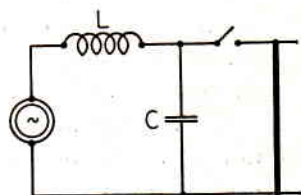


Fig. 25

$$e = E_m \cos \omega t = L \frac{di}{dt} \quad (38)$$

la f.e.m. y

$$i = \frac{E_m}{L\omega} \sin \omega t = \frac{1}{L\omega} \int_0^{\omega t} e \, d(\omega t) \quad (39)$$

la corriente en el circuito. Hemos elegido como origen de las fases la correspondiente al instante en que e es máximo, de manera que la corriente en una fase cualquiera θ está representada, a escala conveniente, por la superficie comprendida entre los ejes, la curva $[e/E_m](\omega t)$ y la ordenada relativa a la fase considerada (**fig. 26**).

Supongamos que en la fase θ empieza la separación de los contactos; el arco se enciende y la ecuación del circuito es

$$e = E_m \cos \omega t = L \frac{di_r}{dt} + e_a \quad (40)$$

donde e_a designa la caída de tensión en el arco; se deduce

$$i_r = \frac{1}{L\omega} \int_0^{\omega t} (e - e_a) d(\omega t) =$$

$$= \frac{E_m}{L\omega} \left[\int_0^{\theta} \frac{e}{E_m} d(\omega t) + \int_{\theta}^{\omega t} \left(\frac{e}{E_m} - \frac{e_a}{E_m} \right) d(\omega t) \right] \quad (41)$$

En una fase cualquiera de la duración del arco, la corriente real i_r está dada, a menos de un factor constante, por el área comprendida entre la curva $[e/E_m](\omega t)$, el eje de ordenadas, el eje de abscisas hasta el instante en que empieza el arco, la curva $[e_a/E_m](\omega t)$ a partir de ese instante, y el segmento de la ordenada correspondiente a la fase considerada, comprendido entre $[e_a/E_m](\omega t)$ y $[e/E_m](\omega t)$. Se puede pues construir fácilmente, en forma gráfica, la curva $[i_r/(E_m/L\omega)](\omega t)$, cualquiera que sea la ley de $[e_a/E_m](\omega t)$. El máximo de la corriente real se produce cuando $e = e_a$; se tiene entonces $di_r/dt = 0$. La relación (41) se puede escribir

$$i_r = \frac{E_m}{L\omega} \operatorname{sen} \omega t -$$

$$- \frac{E_m}{L\omega} \int_{\theta}^{\omega t} \frac{e_a}{E_m} d(\omega t) \quad (42)$$

poniendo en evidencia que la corriente real en el circuito a partir del instante en que empieza el arco es la superposición de la corriente $i = E_m \operatorname{sen} \omega t / L\omega$ que habría continuado circulando en el caso ideal en que se tuviera $e_a = 0$, y de la corriente llamada «de retorno»

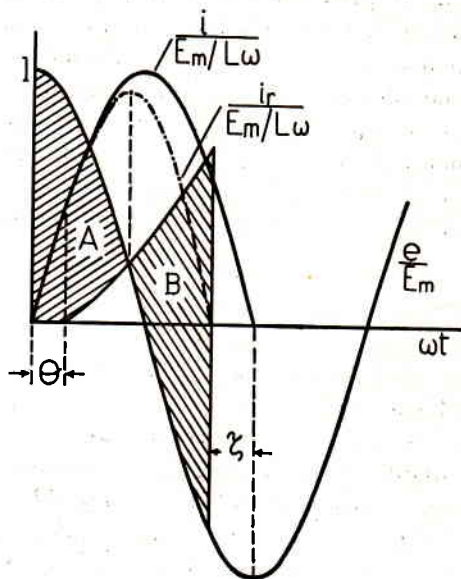


Fig. 26

$$- \frac{E_m}{L\omega} \int_{\theta}^{\omega t} \frac{e_a}{E_m} d(\omega t) \quad (43)$$

que es la que haría circular en el circuito la f.e.m. $-e_a$. Se observa que la corriente real se anula cuando la corriente de retorno iguala en valor absoluto a la corriente que circularía si se tuviera $e_a = 0$, o, dicho de otra manera, cuando el área B, donde $e_a > e$, iguala al área A, donde $e > e_a$ (fig. 26): a causa de la caída de tensión en el arco, la fase en que la corriente real se anula avanza en un ángulo ζ

rística interesante; hay que considerar también la energía W desprendida en el arco, cuyo papel es muy importante. Se tiene

$$W = \int_0^{t_a} e_a i_r dt \quad (49)$$

donde t_a es la duración del arco. Puede resultar cómodo definir la energía del arco en la forma

$$W = k E I \quad (50)$$

donde

$$k = \int_0^{\omega t_a} \frac{2}{\omega} \frac{e_a}{E_m} \frac{i_r}{E_m / L\omega} d(\omega t) \quad (51)$$

o sea, cuando $e_a = Cte$

$$k = \frac{2}{\omega} \frac{e_a}{E_m} \int_0^{\omega t_a} \frac{i_r}{E_m / L\omega} d(\omega t) \quad (51a)$$

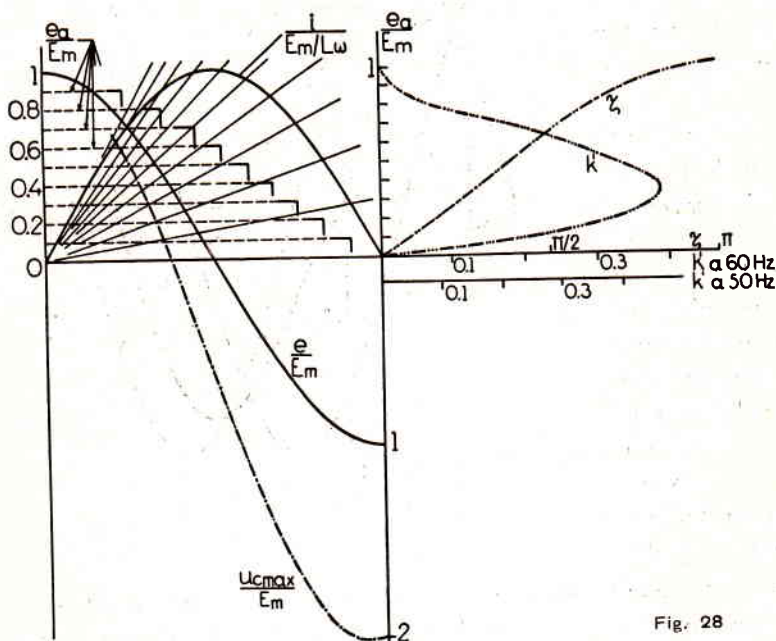


Fig. 28

Supongamos, para fijar las ideas, que los contactos empiezan a separarse para $\theta = 0$ ($i = 0$, $e = E_m$) (fig. 28). La construcción de $u_{c\max}/E_m$ es evidente según lo que precede. Se observará la rápida

disminución de $u_{c\ max}/E_m$ cuando ζ se aproxima a $\pi/2$, para e_a/E_m próximo a 0,6. Se observará que, sensiblemente a partir de $e_a/E_m > 0,5$, la f.e.m. en valor absoluto es inferior a e_a , de manera que el arco no podrá reencenderse y mantenerse en tanto que la f.e.m. no llegue a un valor suficiente en el sentido conveniente; en realidad aquí ya no se puede admitir que $e_a = Cte$ y los fenómenos son más complicados, pero siempre el intervalo de tiempo en el que el arco está extinguido es aprovechado en el interruptor para aumentar la tensión necesaria para el reencendido y es probable que una extinción un tanto prolongada sea definitiva.

A la derecha de la **fig. 28** hemos trazado las curvas ζ (e_a/E_m) y k' (e_a/E_m) introduciendo $k' = k (1000/3,6)$, con el fin de que, estando E en kilovolt e I en kiloampere, $W = k' E I$ esté expresada en wathora.

Para determinar el coeficiente k' correspondiente a la primera alternancia del arco, basta planimetrar la superficie S comprendida entre $i/(E_m/L\omega)$ y la recta de la corriente reducida de retorno, entre dos puntos de intersección, o sea entre dos primeros instantes en los que la corriente real se anula; se tiene $S = \int_0^{t_{a1}} \frac{i_r}{E_m/L\omega} dt$ y, al multiplicarla por $2000\ e_a/3,6\ E_m$, se obtiene k' . Se observará que k' aumenta primero con la tensión del arco, pasa por un máximo $k'_{max} = 0,39$ a 60 Hz y 0,465 a 50 Hz, para $e_a/E_m = 0,31$, y disminuye luego cuando e_a/E_m sigue aumentando (*Boehne*).

Las curvas de la **fig. 29** dan $u_{c\ max}$, ζ y k' , con e_a/E_m como parámetro, para diferentes valores de θ comprendidos entre 0 y 150° . Queda así completado el análisis de la primera alternancia del arco. Para poder analizar las alternancias siguientes observemos (**fig. 27**) que para e'_a/E_m dada, ζ' , k' y $u'_{c\ max}$ sólo dependen de ζ y no de la manera de obtener ζ ; esta observación nos servirá también en el párrafo siguiente, cuando consideremos la apertura de un circuito antes de que se haya amortiguado la componente continua de la corriente. Por consiguiente es útil trazar $u_{c\ max}$, ζ' y k' , con e_a/E_m como parámetro, en función de ζ : es lo que se ha hecho en la **fig. 30**.

Las curvas de las **figs. 29** y **30**, o las análogas que se trazarían para tensiones de arco de la forma $e_a = at$, determinan completamente el estudio del arco si se dispone de elementos que permiten predeterminar e_a/E_m . La **fig. 29** basta si el arco sólo dura una alternancia; en caso contrario, la misma figura da el valor de ζ que, llevado sobre la **fig. 30**, permite obtener k' y $u_{c\ max}$ de la 2.^a alternancia, y, si es necesario, ζ' , que es

el valor de ζ que se debe tomar para estudiar la 3.^a alternancia, y así sucesivamente.

El constructor dispone del medio de hacer variar e_a/E_m ; puede pues elegir valores sucesivos de e_a/E_m de manera que en definitiva el arco se extinga lo más rápidamente posible. Así, en los interruptores de muy alta tensión los contactos no pueden en la primera o las dos primeras alternancias alejarse lo suficiente como para que la extinción sea posible: se mantiene entonces e_a pequeño, para evitar el des-

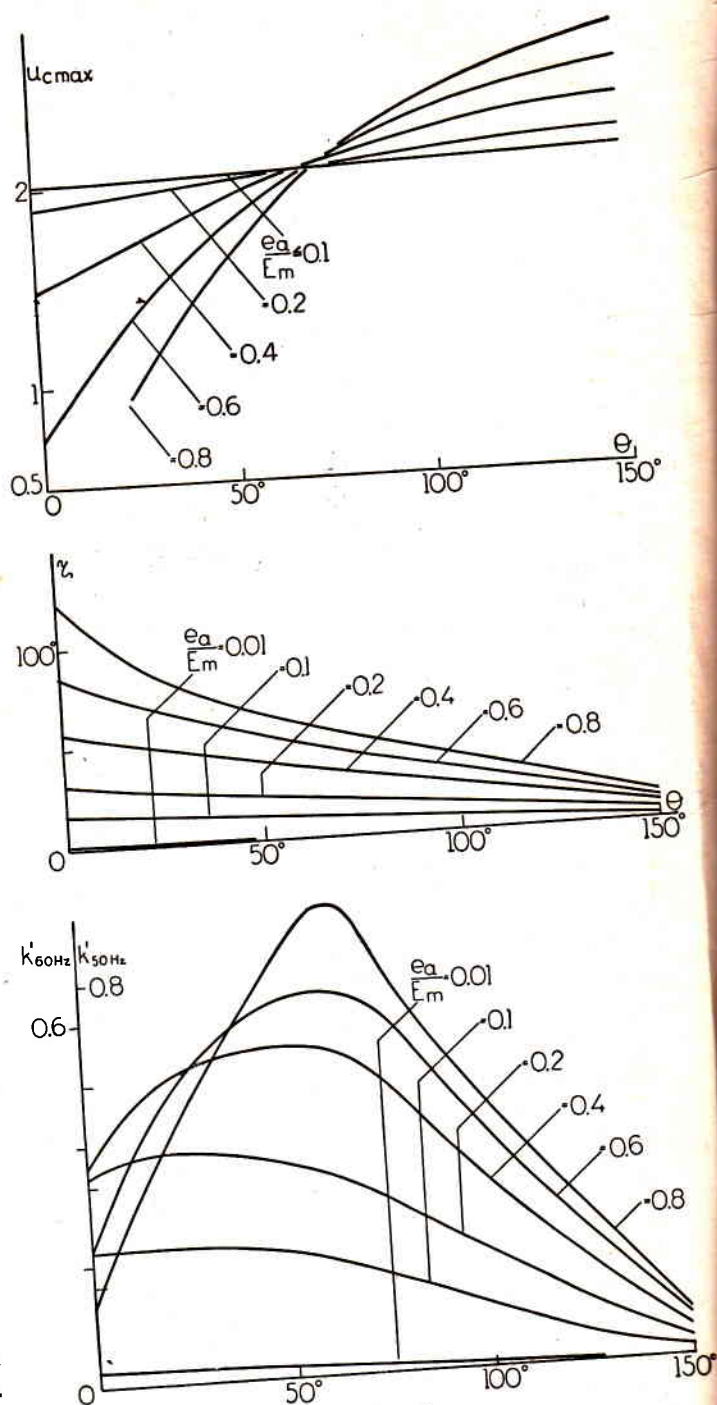


Fig. 29

prendimiento de energía en el arco; pero después puede haber interés en aumentar e_a de manera que $u_{c\max}$ disminuya y la extinción sea más rápida. Tal acción sobre e_a puede ser interesante ya en la primera alternancia si el interruptor es de tensión relativamente reducida.

6. Corte de una corriente que comprende una componente continua y una componente sinusoidal de amplitud constante. Influencia de la tensión del arco.

Consideremos el circuito de la **fig. 25**, con una resistencia constante R agregada en serie con L . Sea $e = E_m \cos(\omega t + \beta)$ la f.e.m. que actúa. La expresión de la corriente total de corto-circuito es

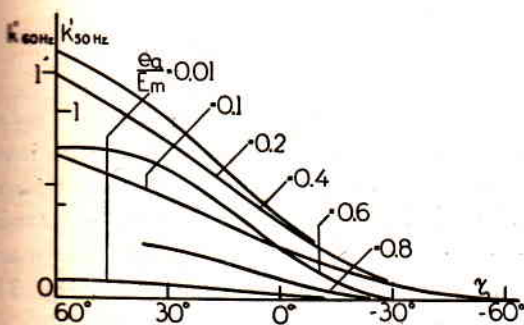
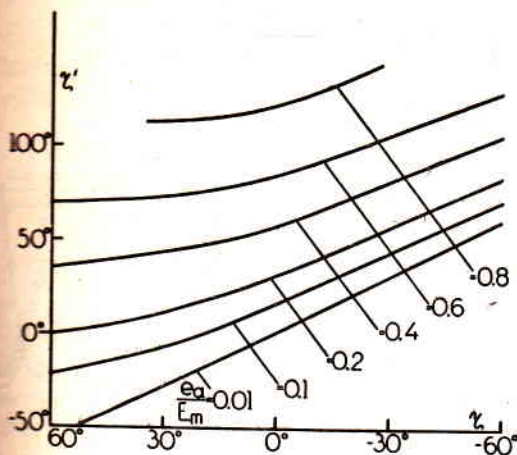
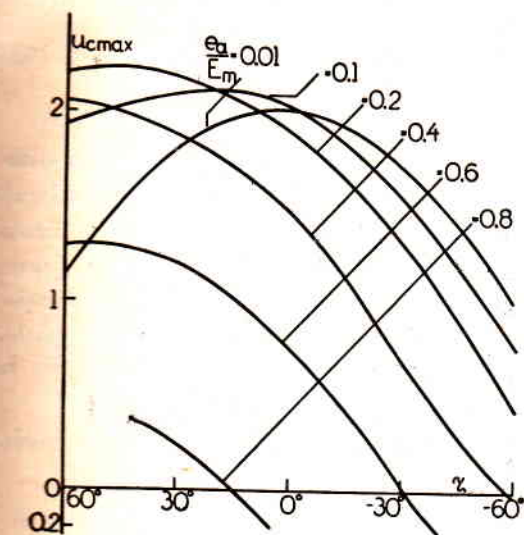


Fig. 30

$$i_t = \frac{E_m}{Z} \cos(\omega t + \beta - \varphi) - \frac{E_m}{Z} \cos(\beta - \varphi) e^{-\frac{R}{L}t} \quad (52)$$

con $Z = \sqrt{R^2 + L^2\omega^2}$ y $\beta = \arctg L\omega/R$, superponiéndose la componente continua $i_c = -(E_m/Z) \cdot \cos(\beta - \varphi) \cdot \exp(-Rt/L)$ a la alterna $i = (E_m/Z) \cdot \cos(\omega t + \beta - \varphi)$ de régimen permanente, única que se ha considerado en el parágrafo precedente. Hemos representado en la **fig. 31** i_t , i e i_c . Se ve inmediatamente que la componente continua puede afectar notablemente las condiciones del corte, porque modifica la energía desprendida en el arco y el valor de la f.e.m. en el instante en que la corriente se anula.

Supongamos primero que la caída de tensión en el arco es nula.

Si admitimos que el arco en el aparato se forma en el mismo momento en que se produce el cortocircuito (caso de los pararrayos y tubos protectores, en los que el cortocircuito es producido por la descarga, y también, prácticamente, caso de los fusibles), se ve que el instante del primer pasaje por cero avanza desde A hasta A' (**fig. 31**), la intensidad de la corriente en el arco disminuye mucho y el valor máximo $u'_{c\max}$ que alcanza en oscilación propia la tensión en los bornes del condensador (en lugar de $u_{c\max}$ en ausencia de i_c) se encuentra notablemente reducido. Pero si el arco se vuelve a encender (o el interruptor se abre después de A') se ve que la intensidad de la corriente en el arco aumenta; el instante en que la corriente se anula se retarda desde B hasta B' ; la modificación del valor de $u_{c\max}$, que pasa a ser $u'_{c\max}$, es esta vez diferente, insignificante en el caso de la **fig. 31**.

La **fig. 32** representa la relación $u'_{c\max}/u_{c\max}$ en función de

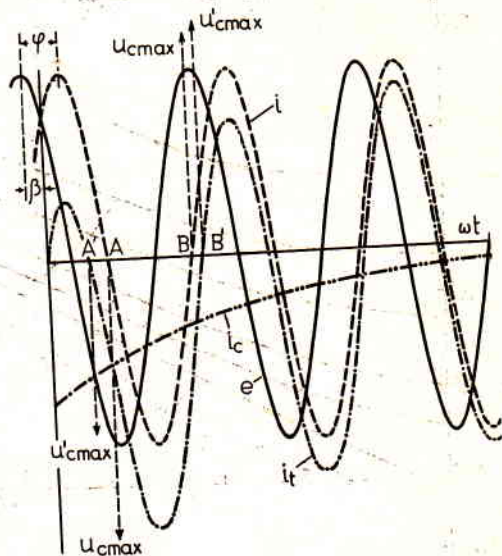


Fig. 31

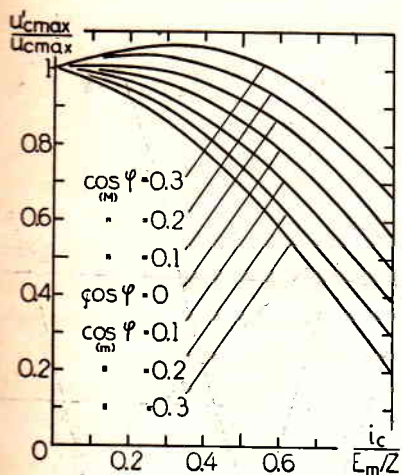


Fig. 32

después de producido el corto-circuito. En esas condiciones, y como $e_a = Cte$, distinguimos entre e_a mayor o menor que $E_m \cos \beta$. Si $e_a > E_m \cos \beta$, la corriente sólo empieza a pasar a partir de un instante t_1 tal que $e_a = E_m \cos (\omega t_1 + \beta)$. La integración de la ecuación del circuito da esta vez

$$i_t = \frac{E_m}{L\omega} \left\{ \sin (\omega t + \beta) - \sin \beta - \right. \\ \left. - [\sin (\omega t_1 + \beta) - \sin \beta] \right\} - \frac{e_a}{L\omega} (\omega t - \omega t_1) \quad (53)$$

La curva de la corriente reducida $i_t/(E_m/L\omega)$ que circularía si $e_a = 0$, y la recta de la corriente reducida de retorno, sufren ligeras translaciones (ver la figura del capítulo XI, en la que $\beta = -\pi/2$).

Si $e_a < E_m \cos \beta$ se hará por supuesto $t_1 = 0$ en la expresión anterior.

En la **fig. 33** hemos representado $i_t/(E_m/L\omega)$ e $i_c/(E_m/L\omega)$, suponiendo $e_a = Cte < E_m \cos \beta$; la influencia del arco se traduce por la recta de la corriente reducida de retorno $00'$, que pasa por el origen. Basta comparar la **fig. 33** con la **fig. 27** para ver que el nuevo caso es idéntico al precedente, con ζ de la **fig. 27** igual a $-\beta$ de la **fig. 33**: se aplica la **fig. 30** a los efectos de determinar $u_{c \max}$, k' y ζ de la primera alternancia.

Si el interruptor se abre en un instante cualquiera después de producido el corto-circuito, se determinan los valores de $u_{c \max}$,

$i_c/(E_m/Z)$ con $\cos \varphi = R/Z$ como parámetro. Para cada valor de $\cos \varphi$, salvo $\cos \varphi = 0$, hay que distinguir, de acuerdo con lo que precede, entre la extinción posterior a una alternancia aumentada (M) y la posterior a una reducida (m).

Veamos ahora la influencia de la caída de tensión en el arco, e_a , supuesta constante; para simplificar supondremos que el circuito es el de la **fig. 25** ($R = 0$).

Admitamos primero que el interruptor se abre inmediatamente

k' y ζ relativos a la primera alternancia del arco, en la misma forma que lo hicimos para encontrar las curvas de la **fig. 29**, la que no se aplica.

En lo que se refiere a los valores de las mismas magnitudes en las alternancias siguientes, basta llevar sobre la **fig. 30** el avance ζ de la fase de A (**fig. 33**) sobre la fase en que la corriente simétrica se anula, para encontrar $u_{o\max}$, k' y ζ' .

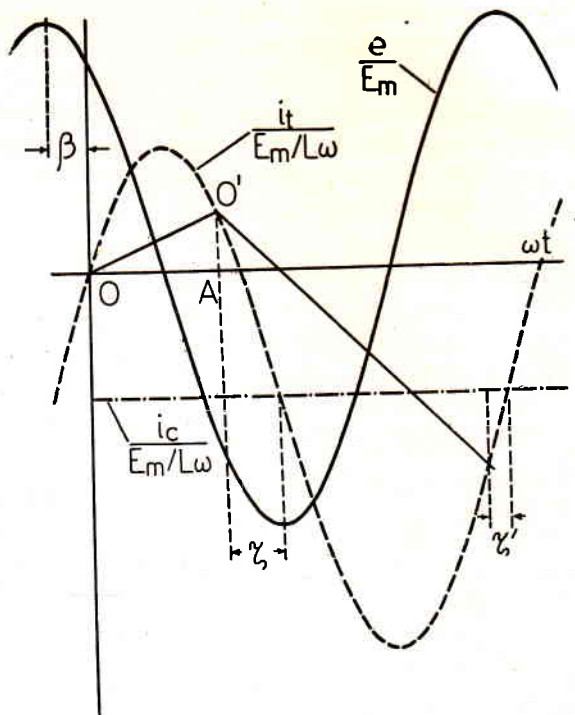


Fig. 33

Veremos en el capítulo XI una aplicación del análisis del arco que acabamos de hacer al importante problema de la influencia de la componente continua de la corriente sobre la dificultad de corte.

7. Tensiones de restablecimiento en los circuitos trifásicos reales elementales.

Consideremos un alternador trifásico con fases en estrella, el neutro a tierra y con reactancias constantes interpuestas en serie con cada una de sus fases, entre la máquina y el lugar del defecto. Despreciamos las resistencias en serie y las conductancias en paralelo con los elementos del circuito, la impedancia del defecto y la caída de tensión en el arco del interruptor; suponemos el alternador sin regulador automático de excitación, funcionando en vacío en el instante del defecto, con una f.e.m. estrellada E .

Sólo consideramos las ondas fundamentales de las tensiones que reaparecen después del corte y de las corrientes de defecto, sin tener

en cuenta los armónicos debidos a la desigualdad de las reactancias subtransitorias del alternador, longitudinal x''_d y transversal x''_q . Nos limitamos a considerar la corriente simétrica de corto-circuito; tener en cuenta directamente la componente continua de la corriente complica mucho los cálculos (Park y Skeats), sin ofrecer ventajas sensibles en virtud de otras aproximaciones ineludibles.

Se puede establecer dos tipos de defectos según el modo de extinguirse los arcos:

a) *extinción simultánea*; defectos entre una fase y tierra y entre dos fases sin contacto a tierra.

b) *extinción sucesiva*; defectos entre dos fases con contacto a tierra y entre tres fases, con o sin contacto a tierra, en los cuales hay que distinguir entre el primer polo que corta y los últimos.

Examinemos estas diferentes clases de defectos.

a1) *Corto-circuito entre una fase y tierra*. — Supongamos $x''_d = x''_q$. Durante el defecto el valor eficaz U_c de la tensión compuesta entre los bornes de las fases sanas, sólo depende del flujo rotórico; admitiendo que éste no varía en el instante del corte, U_c es el valor eficaz de las tensiones simétricas a la frecuencia del alternador que reaparecen después del corte entre los hilos de fase, o sea la tensión de restablecimiento U_r . Se tiene

$$U_c = E \sqrt{3} \frac{2 X_{2t} + X_{0t}}{X_{1t} + X_{2t} + X_{0t}} = U_r \quad (54)$$

donde X_{1t} es la reactancia longitudinal total a las corrientes directas en el instante del corte, X_{2t} y X_{0t} son las reactancias totales a las corrientes inversas y homopolares respectivamente. Ahora bien, como la reactancia exterior tiene el mismo valor $X_{1e} = X_{2e}$ a las corrientes directas e inversas, se tiene $2 X_{2t} + X_{0t} = (X''_d + X_{1e}) + X_{2t} + X_{0t}$, y la relación (54) se escribe

$$U_r = E \sqrt{3} k_{1t} \quad (54a)$$

donde $k_{1t} = (x''_d + x_{1e} + x_{2t} + x_{0t}) / (x_{1t} + x_{2t} + x_{0t})$ es la relación entre los valores eficaces de la corriente simétrica de corto-circuito en el instante del corte y de la corriente subtransitoria, ambas relativas al defecto considerado.

La tensión de restablecimiento entre contactos es

$$U_{rc} = E k_{1t} \quad (55)$$

La relación (55) vale también en el caso del alternador monofásico de f.e.m. E e interruptor unipolar.

a 2) *Corto - circuito entre dos fases sin contacto con tierra.* — Suponemos todavía $x''_d = x''_q$. Durante el defecto el valor eficaz U de la tensión de la fase sana depende únicamente del flujo rotórico; admitiendo que éste no varía en el instante de corte, U es el valor eficaz de las tensiones simétricas estrelladas a la frecuencia del alternador, que reaparecen después del corte. La tensión de restablecimiento se expresa

$$U_r = U\sqrt{3} = E\sqrt{3} \frac{2X_{2t}}{X_{1t} + X_{2t}} \quad (56)$$

relación que se puede poner bajo la forma

$$U_r = E\sqrt{3} k_2 \quad (56a)$$

donde $k_2 = (x''_d + x_{1e} + x_{2t})/(x_{1t} + x_{2t})$ es la relación entre los valores eficaces de la corriente simétrica de corto - circuito en el instante del corte y de la corriente subtransitoria, relativas las dos al defecto considerado.

Si hay un polo de interruptor en cada hilo de fase afectado por el defecto y si la tensión se reparte igualmente entre los dos polos, la tensión de restablecimiento entre contactos está dada por

$$U_{rc} = E \frac{\sqrt{3}}{2} k_2 \quad (57)$$

Las relaciones (54a) y (56a) son válidas aún cuando $x''_d \neq x''_q$ (Park y Skeats).

b 1) *Corto - circuito entre dos fases con contacto a tierra.* — El cálculo de la tensión de restablecimiento entre los contactos del primer polo que corta es esta vez bastante complicado; según Park y Skeats, en el caso más general, en que $x''_d \neq x''_q$, se tiene

$$U_{rc} = E2\sqrt{3} k_{2t} \left\{ (X''_q + X_{1e})^2 + (X''_q + X_{1e})X_{0t} + X_{0t}^2 \right\}^{1/2} / \left\{ (X''_d + X_{1e}) \cdot [2(X''_q + X_{1e}) + X_{0t}]^2 + X_{0t} [2(X''_q + X_{1e}) + X_{0t}] [X''_q + X_{1e} + 2X_{0t}] \right\}^{1/2} \quad (58)$$

donde $k_{2t} = [x_{0t}x_{2t} + (x''_d + x_{1e})(x_{0t} + x_{2t})]/[x_{0t}x_{2t} + x_{1t}(x_{0t} + x_{2t})]$ es la relación entre los valores eficaces de la corriente simétrica de defecto y de la corriente subtransitoria, relativas las dos al defecto considerado.

El corte puede ser particularmente difícil cuando X_{0t} es importante: la intensidad de la corriente de corto - circuito es entonces sensiblemente la misma que en el caso de defecto entre dos fases sin contacto a tierra, pero las corrientes no se anulan en las dos fases en

el mismo instante (salvo si $X_{0t} = \infty$) y, cuando el primer polo corta, la tensión de restablecimiento entre sus contactos es vecina de $E \sqrt{3} k_{2t}$.

La tensión de restablecimiento después del corte en todas las fases es

$$U_r = E \sqrt{3} k_{2t} \quad (59)$$

b 2) *Corto-circuito entre tres fases sin contacto a tierra.* — Según Park y Skeats, en el caso más general en que $x''_a \neq x''_q$, la tensión de restablecimiento entre contactos del primer polo que corta es

$$U_{rc} = E \frac{3}{2} k_3 \frac{X''_q + X_{1e}}{X''_a + X_{1e}} \quad (60)$$

donde $k_3 = (x''_a + x_{1e})/x_{1t}$ es la relación entre los valores eficaces de la corriente simétrica de defecto y de la corriente subtransitoria, relativas las dos al defecto trifásico.

La tensión de restablecimiento después del corte en todas las fases resulta

$$U_r = E \sqrt{3} k_3 \quad (61)$$

b 3) *Corto-circuito trifásico con contacto a tierra.* — Según Park y Skeats, en el caso más general en que $x''_a \neq x''_q$, la tensión de restablecimiento entre contactos del primer polo que corta se expresa

$$U_{rc} = E k_3 \frac{3 X_{0t}}{X''_q + X_{1e} + 2 X_{0t}} \frac{X''_q + X_{1e}}{X''_a + X_{1e}} \quad (62)$$

La tensión de restablecimiento después del corte en todas las fases está dada por la relación (61).

Se observará que, independientemente de la clase del defecto, la tensión de restablecimiento varía como la corriente de corto-circuito correspondiente

$$U_r = E \sqrt{3} k \quad (63)$$

donde k toma los valores k_{1t} , k_2 , k_{2t} o k_3 , según el caso.

Después del corte en todas las fases, el valor eficaz U_c de la tensión entre bornes de la máquina, crece de acuerdo con la ley

$$U_c = E \sqrt{3} - (E \sqrt{3} - U_r) e^{-t/T'_0} \quad (64)$$

donde T'_0 es la constante de tiempo del circuito inductor estando abierto el circuito inducido.

La relación (63) muestra que el cálculo de las tensiones de restablecimiento se reduce al de las corrientes simétricas de corto-circuito, pero es necesario tener en cuenta que a los efectos del corte interesa, no la tensión U_r de restablecimiento, sino la tensión U_{rc} de restablecimiento entre contactos del primer polo que corta. Como mencionamos en el capítulo I, 10, para elegir un interruptor se considera en general el corte de un defecto trifásico; podemos ahora precisar que dicho defecto trifásico es sin contacto a tierra, por presentar un valor superior de U_{rc} , y con ello un corte más difícil, que el mismo defecto con contacto a tierra (se sobreentiende que el neutro del alternador está puesto a tierra).

En la comparación de la severidad de corte de las diversas clases de defectos, la tensión de restablecimiento entre contactos del primer polo que corta constituye el segundo elemento de juicio, siendo el primero la corriente simétrica de corto-circuito. Por consiguiente es interesante calcular —en forma análoga a la empleada en el capítulo I, 10 para las corrientes de defecto— la relación K' entre los valores de U_{rc} en un caso cualquiera y en el caso de defecto trifásico sin contacto a tierra; se obtiene

Defecto	$\frac{K'}{I}$
trifásico sin tierra	
trifásico y tierra simultánea	$\frac{2 x_{0t}}{x''_q + x_{1e} + 2 x_{0t}}$
entre dos fases sin tierra	$\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{x_{1t} (x''_d + x_{1e} + x_{2t})}{(x_{1t} + x_{2t}) (x''_q + x_{1e})}$
entre dos fases y tierra simultánea	$\frac{4}{\sqrt{3}} \frac{x_{0t} x_{2t} + (x''_d + x_{1e})(x_{0t} + x_{2t})}{x_{0t} x_{2t} + x_{1t} (x_{0t} + x_{2t})}$
	$\frac{x_{1t} [(x''_q + x_{1e})^2 + (x''_q + x_{1e}) x_{0t} + x_{0t}^2]^{3/2}}{(x''_q + x_{1e}) [2(x''_q + x_{1e}) + x_{0t}] [2(x''_q + x_{1e}) (x''_d + x_{1e}) + x_{0t}(x''_d + x''_q + 2x_{1e}) + 2x_{0t}^2]}$
una fase a tierra	$\frac{2}{3} \frac{x_{1t} (x''_d + x_{1e} + x_{2t} + x_{0t})}{(x''_q + x_{1e}) (x_{1t} + x_{2t} + x_{0t})}$

x_{1t} toma respectivamente los valores $x''_d + x_{1e}$, $x'_d + x_{1e}$ o $x_d + x_{1e}$ según se considere la tensión de restablecimiento entre contactos del primer polo que corta: 1) inmediatamente de establecido el

Relaciones entre las constantes del alternador		En todos los casos: $x_0 = 0,15 x_d'' - 0,6 x_d''$; $x_d = 3,1 x_d'' - 1,1 x_d''$; $x_d' = 1,4 x_d'' - 2 x_d''$					
		$x_q'' = x_d'' = x_2$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_2 \approx 1,5 x_d''$	$x_q'' = x_d'' = x_2$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_2 \approx 1,5 x_d''$	$x_q'' = x_d'' = x_2$	$x_q'' = 2 x_d''$ $x_2 \approx 1,5 x_d''$
El corte del primer polo tiene lugar en el instante en que x_{it} es igual a		$x_d'' + x_{1e}$		$x_d' + x_{1e}$		$x_d + x_{1e}$	
K' para un corto-circuito en los bornes del alternador	trifásico sin tierra	1	1	1	1	1	1
	trifásico con tierra	0,54 — 0,23	0,37 — 0,13	0,54 — 0,23	0,37 — 0,13	0,54 — 0,23	0,37 — 0,13
	dos fases sin tierra	0,58	0,29	0,77 — 0,68	0,41 — 0,36	1,06 — 0,87	0,63 — 0,47
	dos fases con tierra	0,58 — 0,62	0,56 — 0,51	0,62 — 0,68	0,59 — 0,56	0,65 — 0,76	0,63 — 0,64
	monofásico	0,66 — 0,66	0,33 — 0,33	0,91 — 0,82	0,48 — 0,42	1,3 — 1,14	0,77 — 0,62
K' para un corto-circuito con $X_{1e} = X_d$ en serie con el alternador	trifásico sin tierra	1	1	1	1	1	1
	trifásico con tierra	0,66 — 0,61	0,64 — 0,56	0,66 — 0,61	0,64 — 0,56	0,66 — 0,61	0,64 — 0,56
	dos fases sin tierra	0,58	0,53 — 0,47	0,64 — 0,59	0,52 — 0,49	0,75 — 0,7	0,7 — 0,57
	dos fases con tierra	0,64 — 0,66	0,57 — 0,64	0,69 — 0,66	0,62 — 0,64	0,77 — 0,73	0,76 — 0,65
	monofásico	0,66 — 0,66	0,62 — 0,54	0,76 — 0,68	0,61 — 0,63	0,96 — 0,85	0,89 — 0,68

defecto, 2) un corto intervalo de tiempo después, tal que el valor de la corriente simétrica de corto-circuito en este instante es igual precisamente al de la corriente transitoria, o 3) un intervalo más largo después, tal que el valor de la corriente simétrica en este instante es igual a la corriente permanente.

Los valores de K' dependen de la reactancia X_{1e} en serie con el alternador. Resumimos en el cuadro I por una parte los resultados relativos al corto-circuito en los bornes del alternador, y por otra los resultados para el corto-circuito con una reactancia en serie igual a X_d , supuesta la misma para las corrientes directas, inversas y homopolares. Para todos los defectos, con excepción del trifásico, los valores de K' indicados corresponden a los valores de K del cuadro IV del capítulo I, 10, vale decir, han sido obtenidos utilizando los mismos valores de reactancias reducidas en los casos respectivos; por esta razón los valores de K' del cuadro I no siempre representan los valores extremos entre los cuales varía K' para los valores de las reactancias reducidas adoptadas, pero las diferencias entre estos extremos y los indicados son pequeñas.

Notemos finalmente que, de existir regulador automático de excitación, se pueden aplicar las relaciones (54 a), (55), (56 a), (57), (58), (59), (60), (61) y (62), a condición de que los valores de k , que siguen representando la relación entre los valores eficaces de la corriente simétrica y de la corriente subtransitoria de defecto, estén determinados en consecuencia, tal como se indicó en el párrafo 6 del capítulo I.

8. Tensión transitoria de restablecimiento en el corte de un defecto entre una fase y tierra de un alternador trifásico de constantes concentradas. Aplicación del método de componentes simétricas.

Los regímenes transitorios en redes trifásicas deben, en rigor, estudiarse por el método de las componentes simétricas. Sin embargo, a las frecuencias de las oscilaciones libres, la impedancia que presentan las máquinas giratorias a las corrientes trifásicas es prácticamente independiente del sentido de rotación de fases, porque la velocidad eléctrica del rotor resulta pequeña frente a las pulsaciones de la oscilación libre. El hecho de poder considerar iguales las impedancias a las corrientes directas e inversas reduce el interés de la aplicación del método de componentes simétricas con respecto al que presenta en el estudio de los fenómenos de frecuencia igual a la del alternador.

Consideremos un circuito trifásico elemental. Suponemos las constantes concentradas; despreciamos, para simplificar, las resistencias en serie, las conductancias en paralelo, la impedancia del defecto (cuya naturaleza por ahora no precisamos) y la caída de tensión en el arco del interruptor. Sean L_o y L_i los coeficientes del self-inducción a la frecuencia de las oscilaciones libres en corrientes homopolares y trifásicas respectivamente; L'_o , L'_i y L'_d , a la frecuencia del alternador en corrientes homopolares, inversas y directas respectivamente; es preciso tener en cuenta que L'_d varía de L'_i a L'_o , durante el defecto. Como ya notamos en el parágrafo 3, L_o es inferior a L'_o , y L_i a L'_i en razón de las corrientes de Foucault más intensas cuando crece la frecuencia; como orden de magnitud se puede admitir que el factor de reducción pasa linealmente de 1 a 0,8 cuando la frecuencia pasa de 50 a 1000 Hz.

Los circuitos relativos a las corrientes homopolares, inversas y directas, son respectivamente los *a*, *b* y *c* de la fig. 34.

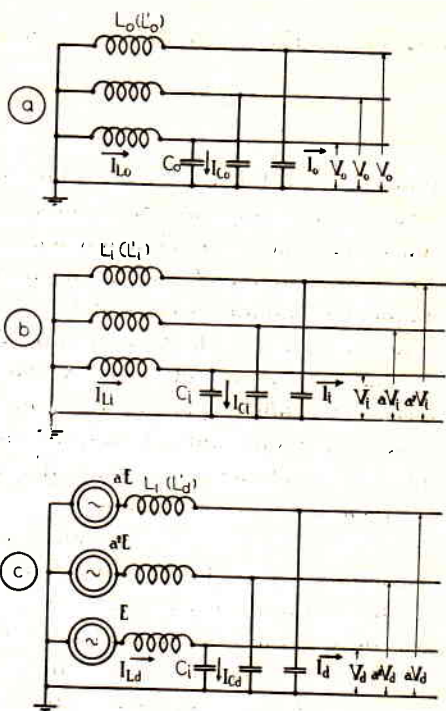


Fig. 34

Sean respectivamente i_o , i_i , i_d y v_o , v_i , v_d las componentes simétricas (homopolar, inversa y directa) de las corrientes y tensiones en el lugar del defecto; i_{L_o} , i_{L_i} , i_{L_d} e i_{C_o} , i_{C_i} , i_{C_d} las componentes simétricas de las corrientes en las self-inducciones y en las capacidades respectivamente.

La ecuación del circuito correspondiente a las corrientes homopolares (fig. 34 a) es

$$L_o \frac{di_{L_o}}{dt} + v_o = 0 \quad (65)$$

o también, teniendo en cuenta que $i_{L_o} = i_{C_o} + i_o$ y que $i_{C_o} = C_o (dv_o/dt)$

$$L_o \frac{di_o}{dt} + L_o C_o \frac{d^2 v_o}{dt^2} + v_o = 0 \quad (66)$$

De la misma manera se tiene en el circuito de las corrientes inversas (**fig. 34 b**)

$$L_i \frac{di_i}{dt} + L_i C_i \frac{d^2 v_i}{dt^2} + v_i = 0 \quad (67)$$

y en el circuito de las corrientes directas (**fig. 34 c**)

$$L_i \frac{di_d}{dt} + L_i C_i \frac{d^2 v_d}{dt^2} + v_d = e = E_{am} \cos(\omega t - \psi) \quad (68)$$

donde e es la f.e.m. de la primera fase del alternador que sólo genera f.e.m.s directas. Si estudiamos el establecimiento del defecto, con el alternador funcionando en vacío antes del accidente, se tiene $E_{am} = E_m$, donde E_m es la amplitud de la f.e.m. en vacío; si estudiamos en cambio el corte del defecto, E_m es función de la amplitud y de la duración de la corriente de corto-circuito.

Las relaciones (66), (67) y (68) valen no sólo en régimen transitorio sino también para las corrientes y tensiones en regímenes permanentes existentes antes o después de la modificación, a condición de dar a los coeficientes de self-inducción los valores correspondientes a la frecuencia del alternador.

i_o , i_i , i_d , v_o , v_i y v_d están relacionadas entre sí, no sólo por las ecuaciones (66), (67) y (68), sino también por las que expresan que ciertas tensiones y corrientes tienen valores particulares, que dependen de la naturaleza del defecto y de si éste se establece o se elimina.

Aquí nos limitamos a estudiar el corte del corto-circuito entre una fase y tierra y suponemos que la corriente de defecto es sinusoidal.

Designemos con los subíndices 1 y 2 las componentes de las corrientes y tensiones de los regímenes permanentes existentes respectivamente antes y después del corte. Consideramos que la variación de L'_d durante el defecto y la de la f.e.m después del corte son bastante lentas como para asimilar —a los efectos del estudio de la oscilación libre— los valores a la frecuencia del alternador de las corrientes, tensiones y f.e.m.s, inmediatamente antes e inmediatamente después del corte, a los de regímenes permanentes. Se tiene

$$v_{o1} = -E_m \frac{Z_o}{\Delta} \cos(\omega t - \psi) \quad v_{o2} = 0$$

$$v_{i1} = -E_m \frac{Z_i}{\Delta} \cos(\omega t - \psi) \quad v_{i2} = 0$$

$$v_{d1} = E'_m \frac{Z_o + Z_i}{\Delta} \cos(\omega t - \psi) \quad v_{d2} = E'_{1m} \cos(\omega t - \psi)$$

$$i_{Lo1} = -\frac{1}{L'_o} \int v_{o1} dt = \frac{E'_m}{L'_o \omega} \frac{Z_o}{\Delta} \operatorname{sen}(\omega t - \psi) \quad i_{L2} = 0$$

$$i_{Li1} = -\frac{1}{L'_i} \int v_{i1} dt = \frac{E'_m}{L'_i \omega} \frac{Z_i}{\Delta} \operatorname{sen}(\omega t - \psi) \quad i_{Li2} = 0$$

$$i_{Ld1} = \frac{1}{L'_d} \int (e - v_{d1}) dt = \frac{E'_m}{L'_d \omega} \left[\frac{Z_d}{\Delta} - L'_d C_i \omega^2 \right] \operatorname{sen}(\omega t - \psi)$$

$$i_{Ld2} = -E'_{1m} C_i \omega \operatorname{sen}(\omega t - \psi)$$

donde Z_o , Z_i y Z_d son respectivamente las impedancias del circuito a las corrientes homopolares, inversas y directas, vistas desde el lugar del defecto: $Z_o = L'_o \omega / (1 - L'_o C_o \omega^2)$, $Z_i = L'_i \omega / (1 - L'_i C_i \omega^2)$ y $Z_d = L'_d \omega / (1 - L'_d C_i \omega^2)$; $\Delta = Z_o + Z_i + Z_d$; $E'_m = E_m / (1 - L'_d C_i \omega^2)$; $E'_{1m} = E_{1m} / (1 - L'_i C_i \omega^2)$ donde $E_{1m} = E_m - (L'_d - L'_i) \omega I_{Ld1}$ es la f.e.m inmediatamente después de la eliminación del defecto (E_{1m} se obtiene también por la fórmula 55).

Después del corte se tiene

$$E_{am} = E_{1m} \text{ e } i_o = i_i = i_d = 0$$

de modo que las relaciones (66), (67) y (68) se escriben

$$L_o C_o \frac{d^2 v_o}{dt^2} + v_o = 0 \quad (69)$$

$$L_i C_i \frac{d^2 v_i}{dt^2} + v_i = 0 \quad (70)$$

$$L_i C_i \frac{d^2 v_d}{dt^2} + v_d = E_{1m} \cos(\omega t - \psi) \quad (71)$$

v_o , v_i y v_d son independientes entre sí. Designemos con el índice ' las componentes de las corrientes y tensiones de la oscilación libre que se origina a raíz del corte; las soluciones de (69), (70) y (71) son

$$v_o = v_{o2} + v'_o \quad v_i = v_{i2} + v'_i \quad v_d = v_{d2} + v'_d$$

con

$$v'_o = P_o \operatorname{sen} \omega_o t + Q_o \cos \omega_o t$$

$$v'_i = P_i \operatorname{sen} \omega_i t + Q_i \cos \omega_i t$$

$$v'_d = P_d \operatorname{sen} \omega_i t + Q_d \cos \omega_i t$$

donde $\omega_o^2 = 1/L_o C_o$ y $\omega_i^2 = 1/L_i C_i$. Por consiguiente

$$v_o = P_o \text{ sen } \omega_o t + Q_o \cos \omega_o t \quad (72)$$

$$v_i = P_i \text{ sen } \omega_i t + Q_i \cos \omega_i t \quad (73)$$

$$v_d = P_d \text{ sen } \omega_i t + Q_d \cos \omega_i t + E'_{1m} \cos (\omega t - \psi) \quad (74)$$

La determinación de las constantes de integración P_o, Q_o, P_i, Q_i, P_d y Q_d se hace a partir de las condiciones iniciales, expresando que ni las corrientes en las ramas que contienen self-inducción, ni las tensiones en bornes de los condensadores, varían en el instante del corte. Se tiene

$$(i'_{L_o})_o = \left(-\frac{1}{L_o} \int v'_o dt \right)_o = \frac{P_o}{L_o \omega_o} = (i_{L_o1})_o - (i_{L_o2})_o$$

$$(i'_{L_i})_o = \left(-\frac{1}{L_i} \int v'_i dt \right)_o = \frac{P_i}{L_i \omega_i} = (i_{L_i1})_o - (i_{L_i2})_o$$

$$(i'_{L_d})_o = \left(-\frac{1}{L_i} \int v'_d dt \right)_o = \frac{P_d}{L_i \omega_i} = (i_{L_d1})_o - (i_{L_d2})_o$$

$$(v'_o)_o = Q_o = (v_{o1})_o - (v_{o2})_o$$

$$(v'_i)_o = Q_i = (v_{i1})_o - (v_{i2})_o$$

$$(v'_d)_o = Q_d = (v_{d1})_o - (v_{d2})_o$$

Llevando a (72), (73) y (74) los valores P_o, Q_o, P_i, Q_i, P_d y Q_d así determinados, se obtiene

$$v_o = -E'_m \frac{Z_o}{\Delta} \left(\cos \psi \cos \omega_o t + \frac{L_o \omega_o}{L'_o \omega} \text{ sen } \psi \text{ sen } \omega_o t \right) \quad (75)$$

$$v_i = -E'_m \frac{Z_i}{\Delta} \left(\cos \psi \cos \omega_i t + \frac{L_i \omega_i}{L'_i \omega} \text{ sen } \psi \text{ sen } \omega_i t \right) \quad (76)$$

$$\begin{aligned} v_d = & -E'_m \left\{ \cos \psi \cos \omega_i t \left[\frac{Z_d}{\Delta} - \left(1 - \frac{E'_{1m}}{E'_m} \right) \right] + \right. \\ & + \frac{L_i \omega_i}{L'_d \omega} \text{ sen } \psi \text{ sen } \omega_i t \left[\frac{Z_d}{\Delta} - L'_d C_i \omega^2 \left(1 - \frac{E'_{1m}}{E'_m} \right) \right] \Big\} + \\ & + E'_{1m} \cos (\omega t - \psi) \end{aligned} \quad (77)$$

En el caso del corte natural, $\psi = 0$ y se tiene

$$v_1 = v_o + v_i + v_d = - E'_m \frac{Z_o}{\Delta} \cos \omega_o t - E'_m \frac{Z_i + Z_d}{\Delta} \cos \omega_i t + \\ + (E'_m - E'_{1m}) \cos \omega_i t + E'_{1m} \cos \omega t \quad (78)$$

expresión que, si $\omega_o = \omega_i$, se reduce a

$$v_1 = - E'_{1m} \cos \omega_o t + E'_{1m} \cos \omega t \quad (79)$$

como se encuentra en el estudio directo de un circuito monofásico despreciando el amortiguamiento de la oscilación libre. Al no considerar las componentes simétricas se encuentra, pues, en lugar de dos, una sola pulsación de oscilaciones libres, pero la modificación de la curva de la tensión que resulta de esta simplificación es, en general, sin importancia práctica. La determinación analítica de la curva de la tensión, que reaparece entre contactos, implica, en efecto, un gran número de simplificaciones, sin las cuales el cálculo se vuelve imposible, de modo que en general el aumento de exactitud que daría el método de componentes simétricas es más bien ilusorio; además, como veremos en el capítulo siguiente, la aptitud del interruptor para cortar el arco varía relativamente poco cuando la curva de la tensión transitoria de restablecimiento varía ampliamente.

9. Oscilaciones libres en los circuitos ideales de constantes repartidas.

Como hicimos notar en el parágrafo 3, para obtener resultados correctos, las constantes en frecuencias medias deben considerarse repartidas, y las constantes concentradas deben interpretarse como ficticias, equivalentes, cuyo valor depende de la frecuencia.

Recordemos que el factor de amortiguamiento b y las pulsaciones propias b'' de las oscilaciones libres se obtienen en todos los casos haciendo

$$\mathbf{Z}(\mathbf{p}) = 0 \quad (80)$$

donde $\mathbf{p} = -b + j b''$ y $\mathbf{Z}(\mathbf{p})$ es la impedancia generalizada del circuito, sede de oscilaciones, visto desde un punto interior del mismo. Por ejemplo, volviendo a la fig. 16, $\mathbf{Z}(\mathbf{p})$ puede ser la impedancia vista desde el alternador, el cual se reemplazará por un corto-circuito; se obtiene así

$$\mathbf{Z}(\mathbf{p}) = R + L(-b + j b'') + 1/[G + C(-b + j b'')] = 0$$

ecuación que fija b y b'' ya encontradas y expresadas por las relaciones (7) - (10) de este capítulo.

Se puede también determinar b y b'' haciendo

$$Y(p) = 0 \quad (81)$$

donde $Y(p)$ es la admitancia generalizada del circuito sede de oscilaciones visto desde el exterior: en el caso de la **fig. 16** se considerará $Y(p)$ vista de los bornes del interruptor

$$Y(p) = G + C(-b + j b'') + 1/[R + L(-b + j b'')] = 0$$

Antes de considerar casos más complejos examinemos rápidamente, a modo de introducción, dos casos simples.

- 1) *Oscilaciones libres de un circuito de constantes repartidas, con un extremo a tierra y el otro aislado.*

Suponemos que el circuito (**fig. 35**) no tiene inducción ni capacidad mutuas. Sean, por unidad de longitud, l el coeficiente de self-

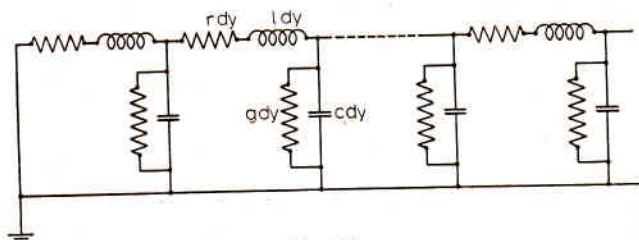


Fig. 35

inducción, c la capacidad, r la resistencia y g la conductancia; sea Y la longitud total del circuito. La impedancia generalizada es $Z(p) = Z_0 \coth k Y$, con la impedancia característica generalizada $Z_0 = \sqrt{(r + p l) / (g + p c)}$ y la constante de propagación generalizada $k = \sqrt{(r + p l) (g + p c)} = k_1 + j k_2$. La condición de oscilaciones libres es, por consiguiente,

$$\cosh k Y = 0 \quad (82)$$

lo que impone

$$k_1 = 0 \quad y \quad k_2 Y = \frac{(2n - 1) \pi}{2}$$

donde $n = 1, 2, 3, \dots$

Si para simplificar despreciamos r y g , resulta

$$b = 0$$

$$b''_n = \omega_{0n} = \frac{(2n - 1) \pi}{2 \sqrt{LC}} \quad (83)$$

con $L = l Y$ y $C = c Y$; ω_{0n} es la pulsación ideal de orden n de la oscilación. El circuito vibra en cuarto de onda y presenta un número infinito de frecuencias ideales. Para reemplazar, pues, el circuito por el equivalente de la **fig. 36**, tomando el coeficiente de self igual al $L = l Y$ del circuito de la **fig. 35**, se debería dar a C' una sucesión de valores tales que

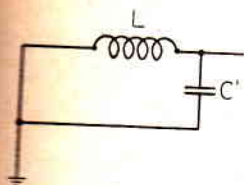


Fig. 36

$$\frac{1}{\sqrt{LC'}} = \frac{(2n-1)\pi}{2\sqrt{LC}}$$

o sea

$$C' = \frac{4}{\pi^2 (2n-1)^2} C = 0,406 C, 0,0456 C, \dots \quad (84)$$

También podría igualarse las capacidades totales de los circuitos de las **figs. 35 y 36** y buscar los coeficientes de self equivalentes, pero se prefiere el primer procedimiento (mismo valor de L) porque el coeficiente de self interviene en forma esencial en el cálculo de las corrientes de corto-circuito.

En general, el problema se simplifica mucho por el hecho de que sólo es interesante la oscilación fundamental, pudiendo desprejarse las vibraciones armónicas cuyas amplitudes disminuyen rápidamente a medida que aumenta su orden: en el circuito de la **fig. 36** se puede así admitir $C' = 0,406 C$.

Pero un circuito de constantes repartidas, tal como el de la **fig. 35**, está generalmente acoplado a otros circuitos, y la menor frecuencia propia del conjunto —suponiendo que se puede considerar esta sola— es inferior a la menor frecuencia propia del circuito aislado. Es, pues, interesante conocer los valores que debería tomar C' para que el circuito de la **fig. 36** pudiera reemplazar al de la **fig. 35** en una red de la que forma parte; nos vemos por ello conducidos a estudiar la equivalencia basada en la igualdad de impedancias, o admitancias, vistas del exterior y no en la de frecuencias propias. Así, admitiendo siempre que $r = g = 0$, se tiene para el circuito de la **fig. 35** $Y(p) = \hat{Y}(j\omega_0) = 1/j\sqrt{L/C} \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC}$, mientras que en el caso de la **fig. 36** $Y(p) = Y(j\omega_0) = (1 - LC'\omega_0^2)/jL\omega_0$, de donde, igualando

$$C' = \frac{\operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC} - \omega_0 \sqrt{LC}}{(\omega_0 \sqrt{LC})^2 \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC}} C \quad (85)$$

Por supuesto, para $\omega_0 = \pi/2 \sqrt{LC}$, $3\pi/2 \sqrt{LC}$, ..., se vuelve a encontrar $C' = 0,406 C$, $0,0456 C$, ...

Un caso particular importante es el de las pulsaciones suficientemente pequeñas como para asimilar a sus dos primeros términos el desarrollo de $\operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC}$; se tiene entonces

$$C' = \frac{1}{3} C \quad (86)$$

Este resultado se interpreta también, en forma muy útil, por consideraciones de igualdad de energías. Dado que la línea oscila con una pulsación netamente baja, la corriente derivada en las capacidades es despreciable frente a la corriente principal, que puede considerarse constante a lo largo de la línea; haciendo $L' = L$, a igualdad de corrientes en las inductancias real y ficticia, la energía electromagnética es en ambas la misma. El potencial varía linealmente a lo largo de la línea (y no sinusoidalmente como en la línea que vibra en cuarto de onda), de modo que la energía electrostática de un elemento dy de línea, distante y del extremo a tierra, es $dW = \frac{1}{2} c dy (Uy/Y)^2$, donde U es la d.d.p. entre los extremos de la línea. Integrando entre 0 e Y se encuentra la energía electrostática total $\frac{1}{6} C U^2$; como la del circuito equivalente es $\frac{1}{2} C' U^2$, se vuelve a encontrar $C' = \frac{1}{3} C$.

El valor de C' varía, pues, sólo entre $0,406 C$ y $0,333 C$ cuando ω_0 pasa de ω_{01} a un valor muy pequeño frente a ω_{01} .

- 2) *Oscilación libre de un circuito de constantes repartidas, aislado en un extremo y a tierra por intermedio de una self concentrada en el otro.*

Suponemos despreciables las resistencias del circuito y las conductancias a tierra (**fig. 37**). Igualando a cero la impedancia generalizada [ecuación (80)] se obtiene

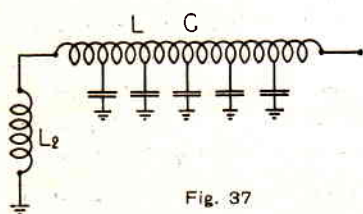


Fig. 37

$$jL_2\omega_0 + \sqrt{\frac{L}{C}} / j \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC} = 0$$

o sea

$$\omega_0 \sqrt{LC} \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC} = L/L_2 \quad (87)$$

En la **fig. 38** se ha resuelto esta ecuación para el caso $L/L_2 = 5$.

Para el caso precedente ($L_2 = 0$), las pulsaciones propias estarían definidas por $\omega_0 \sqrt{LC} = \pi/2, 3\pi/2, \dots$: se verifica ahora su disminución por efecto de la presencia de la self L_2 .

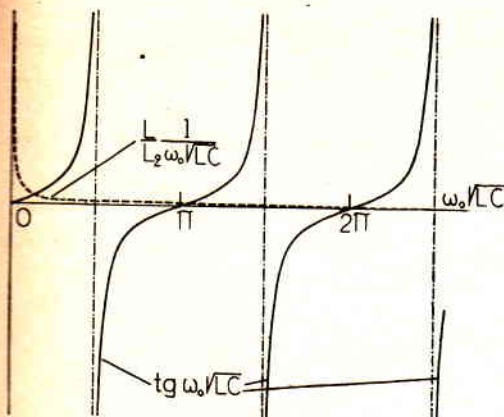


Fig. 38

Es interesante observar que si la self L_2 es grande frente a L , la hipérbola $L/L_2 \omega_0 \sqrt{LC}$ se acerca rápidamente al eje de las abscisas y es lícito admitir que para la pulsación más baja corta a la tangente en la región donde ésta se asimila a una recta, o sea para

$$\omega_{01} = \frac{1}{\sqrt{L_2 C}} \cong \frac{1}{\sqrt{(L_2 + L) C}} \quad (88)$$

Entonces el circuito puede representarse como en la **fig. 36**, donde la capacidad es la total de la línea y la self es la de la reactancia puntual o, ya que $L \ll L_2$, la self total. Se explica esto fácilmente mediante consideraciones sobre la distribución del potencial a lo largo del circuito: como la caída de tensión en L_2 iguala casi la d.d.p. total disponible, la d.d.p. entre los extremos de la línea es pequeña, de manera que la capacidad equivalente es la capacidad total de la línea.

Para las pulsaciones superiores la línea se comporta como aislada en los dos extremos, debido al aumento de la reactancia de L_2 con la frecuencia.

La capacidad equivalente C' (a cualquier pulsación) se obtiene igualando la admitancia del circuito de la **fig. 37** con la del circuito de la **fig. 36** donde se reemplaza L por $L + L_2$. Resulta

$$C' = \left[\frac{L}{(\omega_0 \sqrt{LC})^2 (L + L_2)} + \frac{L_2 \omega_0 \sqrt{LC} \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC} - L}{L_2 (\omega_0 \sqrt{LC})^2 + L \omega_0 \sqrt{LC} \operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC}} \right] C \quad (89)$$

expresión que se simplifica para pequeños valores de ω_0 , limitando el desarrollo de $\operatorname{tg} \omega_0 \sqrt{LC}$.

Pasemos ahora al estudio de un circuito constituido por un alternador trifásico ideal sin y con interposición de reactancias entre la máquina y el lugar del defecto. No empleamos el método de componentes simétricas. Admitimos que cada fase del alternador se comporta como una línea larga, hipótesis generalmente válida, dado que el coeficiente de inducción mutua entre las bobinas colocadas en ranuras dis-

tintas es relativamente pequeño y la capacidad mutua entre bobinas es despreciable frente a la capacidad con respecto a la masa. Nos limitamos a considerar el corte de defectos trifásicos; los fenómenos varían con el acoplamiento de las fases y con la ubicación de los puntos a tierra. En primer lugar examinamos el caso del defecto directo en bornes de la máquina, considerando sucesivamente el acoplamiento de las fases en estrella y en triángulo; en segundo lugar estudiamos el defecto con interposición de reactancias.

3) *Oscilaciones libres al cortarse un defecto trifásico en los bornes del alternador con fases en estrella.*

Supongamos primero el neutro aislado y el defecto trifásico con contacto a tierra. En la **fig. 39** indicamos la transformación del circuito respectivo, llegándose a dos líneas de constantes diferentes, acopladas en serie. El cálculo de las frecuencias propias no ofrece dificultades; aplicando la ecuación (80) al conjunto de dos líneas en serie se obtiene

$$\operatorname{tg}^2 \omega_0 \sqrt{LC} = 2 \quad (90)$$

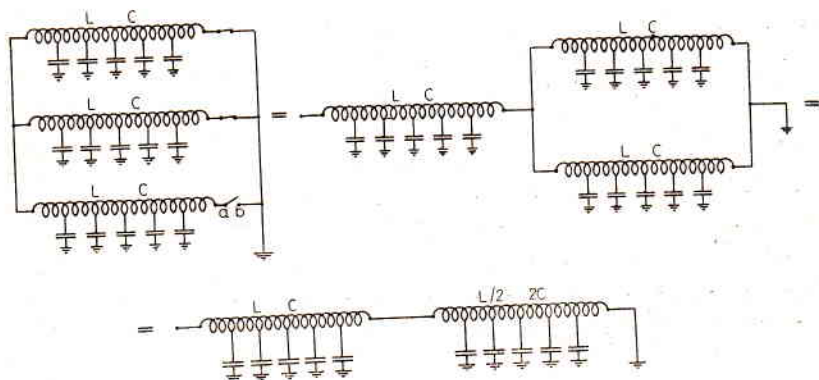


Fig. 39

La capacidad equivalente para la menor de las frecuencias propias es $C' = 0,73 C$, observando que la self concentrada de la **fig. 36** es aquí $1,5 L$. Para las frecuencias diferentes de las propias C' se obtiene igualando la admitancia del circuito de la **fig. 39** con la del circuito de la **fig. 36** en el cual, repetimos, se sustituye L por $1,5 L$; en frecuencias relativamente pequeñas, en previsión de que el alternador forme parte de circuitos más complejos, se encuentra $C' = 0,56 C$.

Al cortarse las dos últimas fases el potencial del neutro es, por razones de simetría, igual al de la tierra, de modo que las frecuencias

de la oscilación en los bornes de cada polo del interruptor son las de una sola fase con un extremo a tierra y otro aislado.

Si el defecto trifásico es sin contacto a tierra, por razones de simetría el neutro del alternador está al potencial de la tierra y la frecuencia de la oscilación, tanto en el corte del primer polo como en el de los últimos, es la de una fase con un extremo a tierra y el otro aislado. El mismo valor de la frecuencia rige, por supuesto, cuando el neutro está puesto directamente a tierra, sea con o sin tierra el defecto.

Consideremos finalmente el neutro aislado y el defecto trifásico sin contacto a tierra cuando una fase está a tierra. Al cortar el primer polo el circuito equivale todavía a dos líneas de constantes diferentes acopladas en serie (fig. 40), pero las capacidades equivalentes son mayores y las frecuencias propias menores que en el caso de la fig. 39 porque las dos líneas están ordenadas en forma inversa: la de mayor capacidad se encuentra ahora bajo una tensión más elevada. En vez de (90) se tiene

$$tg^2 \omega_0 \sqrt{LC} = \frac{1}{2} \quad (91)$$

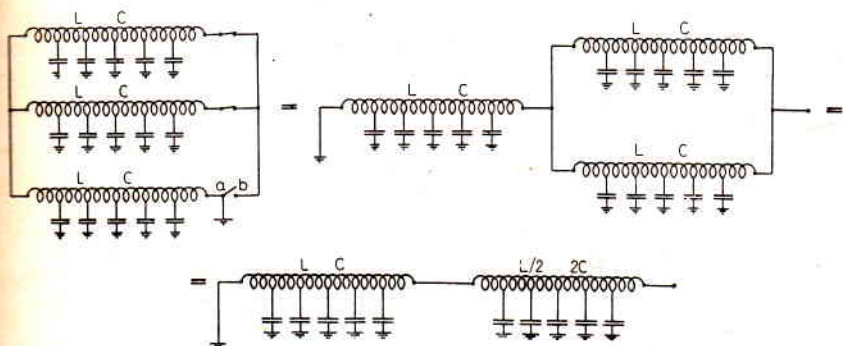


Fig. 40

y las capacidades equivalentes son $C' = 1,75 C$ para la menor de las frecuencias propias y $C' = 1,56 C$ para las frecuencias relativamente pequeñas frente a la menor frecuencia propia (compárese con los resultados del parágrafo 2 de este capítulo).

4) *Oscilaciones libres al cortarse un defecto trifásico en los bornes del alternador con fases en triángulo.*

Supongamos el defecto con contacto a tierra (fig. 41); al cortarse la primera fase, el circuito oscilante es una línea de constantes $L/2$ y

$2C$ con un extremo a tierra y el otro aislado. La capacidad equivalente C' del circuito de la **fig. 36**, sustituida L por $L/2$, es por supuesto dos veces mayor que la de la línea de constantes L y C con un extremo a tierra y el otro aislado.

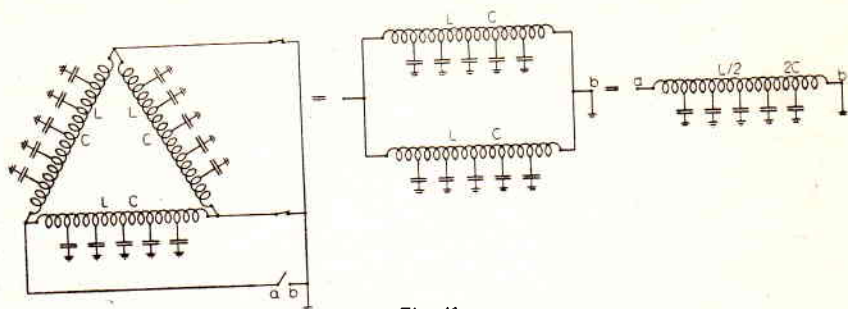


Fig. 41

Al cortarse las dos últimas fases el circuito consiste en una fase en paralelo con las otras dos en serie; por razones de simetría los puntos medios de las dos ramas están al potencial de la tierra, de modo que la oscilación correspondiente a cada uno de los dos últimos polos que cortan es la de una línea de constantes $L/3$ y $3/2 C$, como siempre con un extremo a tierra y el otro aislado.

- 5) *Oscilaciones libres al cortarse un defecto trifásico de un alternador en estrella con reactancias interpuestas entre la máquina y el lugar del defecto.*

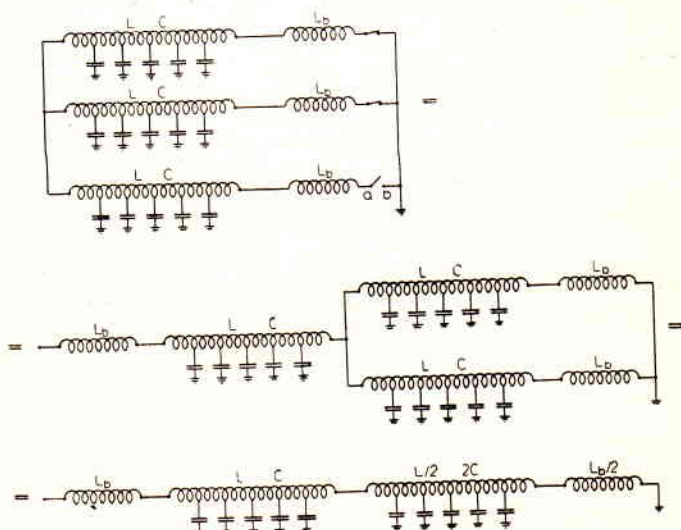


Fig. 42

Supongamos aquí las bobinas de reactancia exentas de capacidad. La **fig. 42** representa el circuito considerado al cortarse el primer polo; es análogo al de la **fig. 37** con $L_2 = L_b/2$ pero con la línea de constantes repartidas algo más compleja, por ser la reunión en serie de dos líneas de constantes diferentes. El circuito equivalente es el

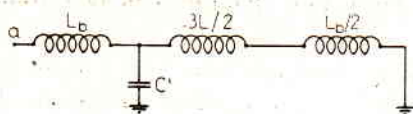


Fig. 43

de la **fig. 43**; el cálculo de C' en función de L_b/L es simple; en particular $C' = 0,73 C$ si $L_b = 0$ (caso de la **fig. 39**) y $C' = 3 C$ cuando $L_b = \infty$.

Al cortarse los dos últimos polos, el circuito de cada fase es el de la **fig. 44**, dado que el neutro del alternador se encuentra al po-

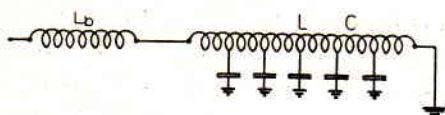


Fig. 44

tencial de tierra; la oscilación es la de la línea de constantes L y C , con un extremo a tierra y el otro aislado, y no depende del valor de L_b . Se observará que el circuito de la **fig. 44** es el de la **fig. 37** con los elementos de constantes concentradas y repartidas ordenados en forma inversa: la capacidad equivalente resulta profundamente afectada.

Hasta ahora hemos tratado de reducir el esquema de la instalación al circuito equivalente de la **fig. 36**; el número de esquemas que admiten tal reducción con aproximación razonable es forzosa-

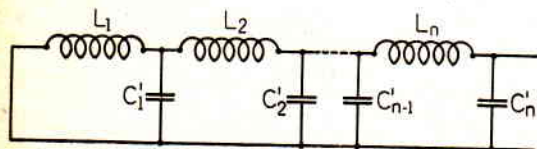


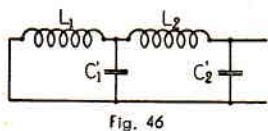
Fig. 45

mente reducido, aunque mayor de lo que se supondría a priori. En el caso más general, y siempre admitiendo despreciable el

amortiguamiento, el circuito equivalente de constantes concentradas es el de n mallas de la **fig. 45** con n frecuencias propias, raíces de la ecuación $\mathbf{Z}(j\omega_0) = 0$. Se debe entonces examinar la relación de

las amplitudes de las oscilaciones de diferentes frecuencias; las amplitudes muy pequeñas se pueden despreciar, lo que equivale a modificar el circuito, suprimiendo el número correspondiente de mallas.

A menudo conviene reducir el circuito, no al caso límite de la fig. 36, sino al circuito de dos mallas y dos pulsaciones propias de la fig. 46. Tal sucedería, por ejemplo, con la instalación de la fig. 42



si se debiera considerar la capacidad a tierra de las bobinas de reactancia; estudiemos el caso con mayor detalle. La ecuación de las pulsaciones ideales $\mathbf{Z}(j\omega_0) = 0$, es

$$L_1 L_2 C'_1 C'_2 \omega_0^4 - [L_1 (C'_1 + C'_2) + L_2 C'_2] \omega_0^2 + 1 = 0 \quad (92)$$

Suponemos $(L_1 + L_2) (C'_1 + C'_2) \omega^2 \ll 1$, es decir, despreciamos las corrientes que pasan por los condensadores a la pulsación de empleo ω . Admitamos que el arco se extingue en uno de sus pasajes naturales por cero; en esas condiciones, la tensión en los bornes de C'_1 pasa bruscamente de $E_m L_2 / (L_1 + L_2)$ a E_m y la tensión en los bornes de C'_2 pasa de 0 a E_m , donde E_m designa la amplitud de la f.e.m. del alternador conectado, por supuesto, en serie con L_1 .

Las tensiones u_2 y u_1 en los bornes de los condensadores C'_2 y C'_1 , respectivamente, se escriben, designando por ω_{01} y ω_{02} las raíces de la ecuación (92)

$$u_2 = A \cos (\omega_{01} t - \varphi_A) + B \cos (\omega_{02} t - \varphi_B) + E_m \cos \omega t \quad (93)$$

$$u_1 = A (1 - L_2 C'_2 \omega_{01}^2) \cos (\omega_{01} t - \varphi_A) + B (1 - L_2 C'_2 \omega_{02}^2) \cos (\omega_{02} t - \varphi_B) + E_m \cos \omega t \quad (94)$$

Es inmediato ver que, por haber admitido que el corte es natural y que las corrientes de régimen permanente después del corte son despreciables, se tiene $\varphi_A = \varphi_B = 0$; las condiciones iniciales relativas a u_2 y u_1 dan por consiguiente

$$A + B = -E_m \quad (95)$$

$$\frac{A}{B} = \frac{\frac{1}{(L_1 + L_2) C'_2} - \omega_{02}^2}{\omega_{01}^2 - \frac{1}{(L_1 + L_2) C'_2}} \quad (96)$$

En la **fig. 47** damos un oscilograma del restablecimiento de una tensión en el que intervienen dos frecuencias propias, con $\omega_{01}/\omega_{02} \cong 2$ y $A/B \cong 0,6$.

Consideremos dos casos particulares importantes en los cuales $C'_2 \ll C'_1$. Las pulsaciones propias se escriben

$$\omega_{01}^2 \cong \frac{1}{L_2 C_2'} \quad \text{y} \quad \omega_{02}^2 \cong \frac{1}{L_1 C_1'}$$

y la relación entre las amplitudes es

$$\frac{A}{B} \cong \frac{L_2}{L_1} \left(1 - \frac{L_2 C_2'}{L_1 C_1'} \right) \quad (97)$$

Supongamos primero $L_2 \ll L_1$ (además de $C'_2 \ll C'_1$). La relación (97) muestra entonces que la oscilación de pulsación menor ω_{02} , es la única que prácticamente se debe considerar: en este caso el circuito de la **fig. 46** se reduce pues al de la **fig. 36** con las constantes L_1 y C'_1 .

Supongamos ahora $L_2 > L_1$ (además de $C'_2 \ll C'_1$). La relación (97) muestra que esta vez es importante la oscilación de pulsación mayor, ω_{01} , en los bornes de C'_2 ; veremos en el párrafo siguiente (pág. 94) la importancia práctica del caso.

10. Oscilaciones libres de los circuitos reales y su influencia sobre la dificultad de corte.

El estudio de los regímenes libres de una instalación comienza por el trazado del esquema correspondiente y su reducción al más simple esquema equivalente razonablemente aceptable. En primera aproximación se suele despreciar las resistencias del circuito y sus conductancias a tierra, reemplazando los aparatos y las conexiones por selfs y capacidades convenientemente elegidas.

Las casas constructoras importantes disponen hoy en día de datos bastante exactos relativos a las constantes del material que producen; para fijar las ideas indicamos a continuación los órdenes de magnitud de dichas constantes para diversas máquinas y aparatos.

La capacidad propia total de una fase del alternador se puede determinar mediante la fórmula indicada por *Park* y *Skeats*

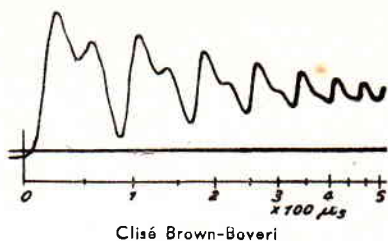


Fig. 47

$$C = K \frac{P}{\sqrt{U(1 + 0,08 U)}} \quad (98)$$

donde C está expresada en microfarad; P es la potencia nominal aparente total del generador, en megavoltampere; U es la tensión nominal entre hilos de fase, en kilovolt; K es un coeficiente igual a 0,019 para rotores cilíndricos sólidos, a 0,035 para rotores de polos salientes con amortiguador y a 0,032 para rotores de polos salientes sin amortiguador.

El coeficiente de self es el total de fugas.

Para un tipo de rotor dado, a igualdad de potencia nominal, la frecuencia propia disminuye cuando la tensión nominal aumenta; a igualdad de tensión nominal, la frecuencia propia crece más o menos lentamente cuando la potencia nominal aumenta. Para fijar las ideas notemos que cuando la potencia nominal varía entre 15 y 80 MVA la frecuencia propia varía entre aproximadamente 14 y 19 kHz y entre 8 y 11 kHz para turbo-alternadores de 6 y 10 kV respectivamente; para los alternadores de polos salientes de 15 a 40 MVA la frecuencia propia es del orden de 5 kHz para 6 kV y 3 kHz para 10 kV.

Las constantes de las líneas aéreas o de los cables, relativas a las corrientes trifásicas, se obtienen fácilmente; la variación de C y L con la frecuencia puede despreciarse. El cálculo se complica para las constantes relativas a las corrientes homopolares, puesto que la repartición de las corrientes en el suelo varía sensiblemente con la frecuencia. Para el cálculo de capacidades se suele admitir que la superficie del suelo es equipotencial; para el cálculo de coeficientes de self-inducción se aplican las fórmulas de *Carson*, que exigen el conocimiento de la conductividad media del suelo.

No indicamos las fórmulas relativas a las líneas y cables por encontrarse en casi todos los libros sobre instalaciones de alta tensión.

La capacidad de los aisladores de paso para alta tensión —la cual es ampliamente la mayor en un interruptor de gran volumen de aceite— varía según el modelo entre 100 y 700 $\mu\mu$ F; es mayor en los tipos condensador que en los de aceite; la capacidad de estos últimos es del orden de 250-400 $\mu\mu$ F cuando existe toma capacitiva y de 125-250 $\mu\mu$ F en caso contrario. En general la capacidad crece con la tensión nominal.

La capacidad de los aisladores soportes varía entre 10 y 30 $\mu\mu$ F aproximadamente; la de los aisladores de suspensión es del orden de 20 a 30 $\mu\mu$ F.

La capacidad de los pararrayos es muy variable; como valor promedio, y para fijar las ideas, se puede tomar 20 $\mu\mu$ F.

La capacidad de las barras ómnibus varía entre 1 y 20 μF aproximadamente.

La capacidad de las bobinas de reactancia es del orden de 100 a 200 μF , y varía poco con la tensión nominal y el valor de la reactancia.

El problema de los transformadores es más complicado. Se pueden despreciar las capacidades mutuas entre fases y también, generalmente, las capacidades entre espiras, ya que las frecuencias consideradas aquí no son muy elevadas; quedan las capacidades de los arrollamientos a tierra y la capacidad mutua entre el primario y el secundario de la misma fase. La existencia de la inducción mutua entre espiras complica más el problema; así, en oscilación semi-onda con vientres de la corriente en los extremos, el coeficiente de self-inducción a considerar es muy inferior que en oscilación cuarto de onda, y la pulsación propia puede en el primer caso ser cinco o más veces mayor que en el segundo, en lugar de dos veces como sucede en líneas largas sin inducción ni capacidad mutuas. La pulsación propia con el secundario en corto-circuito puede ser diez o más veces mayor que con el secundario abierto. Prácticamente en los esquemas se suele tomar como coeficiente de self correspondiente el relativo a la reactancia en corto-circuito del transformador; quedan por precisar los valores de las capacidades equivalentes a emplearse.

En oscilación libre cuarto de onda la curva de la distribución del potencial a lo largo del arrollamiento está comprendida entre una porción de senoide y una recta; prácticamente se puede admitir una repartición lineal, como en baja frecuencia. En esas condiciones, la capacidad equivalente de un arrollamiento con un extremo a tierra y el otro aislado puede representarse por $C' = \frac{1}{3} C$, cualquiera que sea el esquema de la instalación, es decir, cualesquiera que sean las frecuencias de oscilación propia de la instalación; C es la capacidad total de un arrollamiento respecto a tierra; designaremos por C_s la del secundario y por C_p la del primario.

Consideremos un corto-circuito en bornes del secundario, abierto por el interruptor colocado del mismo lado sin que haya interrupción del lado primario; supongamos un extremo del secundario a tierra (fig. 48 a). La capacidad equivalente a colocar del lado secundario comprende por una parte $C'_s = \frac{1}{3} C_s$, debida a la capacidad del arrollamiento secundario respecto a tierra, y por otra C'_{ps} , a determinar, debida a la capacidad entre el primario y el secundario, de valor total C_{ps} .

Si el primario tiene un extremo a tierra, consideraciones energéticas análogas a las de la pág. 82 dan $C'_{ps} = C_{ps} (1 \mp U_p/U_s)^2$, donde

U_p y U_s son respectivamente las tensiones primaria y secundaria de oscilaciones libres. Conviene notar que U_p/U_s no representa la relación k de transformación en vacío (*Wagner y Brown*). En efecto, una instalación alternador - línea - transformador puede, en general, representarse por el circuito de la **fig. 46**, donde L_1 es la self - inducción del alternador y de la línea, C'_1 la capacidad total equivalente del lado primario, L_2 la self - inducción de corto - circuito del transformador y C'_2 la capacidad total equivalente del lado secundario; estos valores

se sobreentienden reducidos a un mismo lado del transformador. En tales condiciones, si por ejemplo $C'_1 \ll C'_2$ se puede despreciar C'_1 a los efectos del cálculo de U_p/U_s , resultando $U_p/U_s = k L_1/(L_1 + L_2)$; si $C'_1 \gg C'_2$ se puede hacer $U_p/U_s = 0$.

Si el primario no tiene contacto con tierra se distingue dos casos según sea la tensión primaria menor o mayor que la secundaria. En el primer caso el primario se puede considerar al potencial prácticamente constante U'_1 , cuyo valor depende de la importancia relativa de C_p , aumentada en C_{pe} (capacidades exteriores del lado primario), frente a C_{ps} ; el cálculo

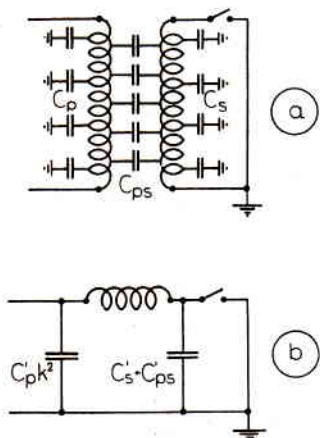


Fig. 48

es entonces simple, puesto que además admitimos lineal la distribución del potencial a lo largo del secundario; en particular si $(C_p + C_{pe}) \gg C_{pe}$, como es frecuentemente el caso, U'_1 es pequeño, de modo que todo sucede como si C'_{ps} estuviera conectada entre el arrollamiento secundario y tierra y se tomará $C'_{ps} = \frac{1}{3} C_{ps}$. En el segundo caso es necesario buscar el punto primario que está al potencial de la tierra; generalmente, por razones de simetría, aquél es el punto medio del arrollamiento; el cálculo prosigue entonces sin dificultad.

Finalmente se dispone la capacidad C'_p del lado primario; el transformador queda así reemplazado por un circuito equivalente simple; es apenas útil repetir que todas las magnitudes deben reducirse a un mismo lado: en la **fig. 48 b** representamos el circuito de la **fig. 48 a** reducido al secundario.

Las capacidades C_p , C_s y C_{ps} varían considerablemente con la construcción; disminuyen cuando la tensión nominal crece porque aumentan las distancias: la disminución es poco sensible para tensiones inferiores a ~ 15 kV, porque las distancias están entonces fijadas

más por consideraciones de orden térmico y mecánico que por las de aislación. Por otra parte, a igualdad de tensión y de construcción, las capacidades crecen con la potencia aparente nominal. Como orden de magnitud indiquemos que la capacidad total a tierra de un arrollamiento varía entre 1500 y 5000 μF en transformadores de 1000 k V A cuando la tensión nominal pasa de 230 a 15 k V ; entre 2000 y 12000 μF en transformadores de 10000 k V A para igual variación de la tensión nominal.

La capacidad de los transformadores de potencial es del orden de 350 — 600 μF ; la de los transformadores de intensidad varía entre 100 y 500 μF aproximadamente.

En lo que precede hemos despreciado la influencia del amortiguamiento que, no obstante, siempre existe y es más acentuada cuando la frecuencia propia es mayor. En los alternadores la resistencia aparente crece en forma sensiblemente lineal con la frecuencia. En los cables subterráneos, y también en las líneas aéreas cablandas, la resistencia aparente a las corrientes trifásicas crece más rápidamente de lo que indicaría el efecto pelicular solo, en razón siempre de las pérdidas suplementarias; se puede admitir, en primera aproximación, que crece como potencia 0,8 de la frecuencia. La resistencia aparente a las corrientes homopolares, calculable por la fórmula de *Carson*, es netamente superior a la ofrecida a las corrientes trifásicas; se puede admitir, en primera aproximación, que crece linealmente con la frecuencia.

Se concibe, pues, que el cálculo basado en la hipótesis de amortiguamiento nulo sólo dará una aproximación de relativo valor. Se dice frecuentemente que, a los efectos del cálculo de la primera o de las dos primeras alternancias de las oscilaciones libres, se puede despreciar el amortiguamiento. *Esto sólo es cierto si los grados de amortiguamiento son suficientemente pequeños*; por ejemplo, en la oscilación de la **fig. 16** esa suposición es cierta —dentro de un 5 % — para la primera elongación sólo si $\alpha < 0,015$; no reflexionar sobre los valores de α puede conducir a resultados absurdos.

Si se admite que a igualdad del interruptor, de la corriente eficaz a cortar, de la frecuencia de empleo, de la tensión de restablecimiento y de la tensión instantánea de restablecimiento, la interrupción es más difícil cuanto mayor es la frecuencia propia del circuito (tal criterio puede resultar demasiado simple porque, como vimos, en muchos casos no se puede hablar de una frecuencia propia; además interviene el amortiguamiento), se puede buscar desde ahora algunos datos relativos a la influencia de la constitución de las redes sobre la dificultad de corte.

En general, cuanto más lejos se está de los generadores, menor es la frecuencia propia, porque L y C van aumentando. Pero hay excepciones; consideremos la apertura de un interruptor colocado sobre una derivación de *pequeña potencia* perteneciente a una red de gran potencia; entre el punto de conexión y el interruptor se encuentra un transformador reductor o, en lugar del transformador, una bobina de reactancia destinada a limitar la corriente de corto-circuito. En ambos casos vale el circuito de la **fig. 46** con $C'_2 \ll C'_1$ y $L_2 > L_1$: como vimos al final del párrafo precedente, predomina la oscilación de pulsación mayor. Siendo más difícil el corte, puede parecer justificado reducir la frecuencia mayor y su amplitud aumentando C'_2 , mediante intercalación de un trozo de cable entre el interruptor y la bobina de reactancia o el transformador.

Es posible que en el futuro, cuando se conozcan mejor las curvas de las tensiones transitorias de restablecimiento en diversos puntos de redes de diferentes tensiones y potencias nominales, los constructores diferencien los interruptores según el lugar de su empleo, es decir, según la tensión transitoria de restablecimiento; pero tal diferenciación es actualmente imposible. En consecuencia, se admite que el *poder de corte* del aparato, es decir, la mayor corriente que éste puede cortar bajo una tensión de restablecimiento determinada y en las condiciones prescritas de empleo y de funcionamiento, debe valer cualquiera que sea la tensión transitoria de restablecimiento. Para ir acumulando la documentación conducente a la diferenciación recién aludida, se debe comunicar a los constructores el esquema más detallado posible de la instalación entre los generadores y el interruptor, especificando los valores característicos de los aparatos y conductores; los fabricantes relacionarán estos datos con el comportamiento ulterior del interruptor en servicio.

CAPÍTULO III

Problema de la aislación. Estudio del arco. Clasificación de los interruptores

1. El problema de la aislación.

Se presenta este problema: ¿cuáles son las tensiones que en un interruptor deben resistir los diversos intervalos entre las piezas bajo tensión y entre éstas y las partes metálicas a tierra? La respuesta correcta exige un estudio general del problema de la aislación; lo haremos en grandes líneas.

La aislación de los aparatos eléctricos está asegurada por aislantes sólidos, líquidos o gaseosos que, según los casos, se pueden considerar solos o en serie o en paralelo entre sí. Para cumplir su función la aislación debe resistir la aplicación permanente de las tensiones de servicio entre los polos y a la masa, así como la aplicación transitoria de sobretensiones, de duración y características diversas, entre los polos y a la masa. La ruptura de la aislación puede producirse a través del o de los aislantes —perforación— o siguiendo la superficie de separación de dos aislantes —descarga superficial o contorno. Con el fin de verificar que la aislación es suficiente, se someten, tanto las muestras de aislantes como los productos terminados (aparatos enteros o algunas de sus partes) a ensayos llamados dieléctricos. Aquí sólo nos interesan los ensayos sobre productos terminados;

durante mucho tiempo ellos se efectuaron únicamente a la frecuencia de servicio (en general 50 o 60 Hz) aplicando en condiciones prescriptas entre los polos vivos del aparato, o entre éstos y la tierra, una tensión de ensayo de valor $a U_n + b$, donde U_n es la tensión nominal del aparato y a y b son constantes determinadas por la experiencia. Las tensiones de perforación y de contorno en el aire deben reducirse siempre a condiciones normales de temperatura, densidad y humedad, factores éstos que afectan considerablemente los resultados. Para los aparatos de exterior se efectúan ensayos bajo lluvia artificial definida, además de los ensayos en seco. Los datos numéricos actualmente en vigor, las tolerancias, las condiciones de ensayo y las correcciones, relativos a éstos y otros ensayos dieléctricos, se consignan en el capítulo XII.

A medida que crecieron la potencia y la extensión de los sistemas eléctricos de transmisión y de distribución de energía, así como las tensiones nominales utilizadas, crecieron también las dificultades de la aislación. Hubo gran número de contornos y perforaciones con las consiguientes interrupciones de servicio y daños a las instalaciones. Se intentó tratar separadamente cada accidente de esta clase, reforzando la aislación del aparato averiado, pero se vió que en esta forma con frecuencia sólo se conseguía desplazar el accidente a otro aparato. El imprescindible estudio conjunto del problema en todos sus aspectos ha sido planteado por *Sporn* en 1928. Para poder encararlo debemos conocer:

- I) las sobretensiones que el material deberá soportar en servicio;
- II) las características de contorno y de perforación de los materiales;
- III) las características de los dispositivos de protección.

Vamos a examinar sucesivamente estos tres puntos.

I) *Sobretensiones en servicio.*

Estas comprenden:

- 1) las sobretensiones a la frecuencia de servicio (baja), debidas
 - a) a la elevación de la tensión de los generadores en el caso de una supresión brusca de la carga. Esta clase de sobretensión es limitada por los reguladores de velocidad y por los de tensión, de modo que en general su amplitud no supera 1,2 - 1,3 veces la tensión normal y su duración es breve;

b) a las necesidades de la regulación de tensión; para disponer de una tensión determinada en un punto de la red es frecuentemente necesario consentir cierta sobretensión en otro punto; en particular,

se debe prever la elevación de tensión en el extremo aislado de una línea larga en vacío. Estas sobretensiones son generalmente poco elevadas, del orden de 1,05 - 1,1 veces la tensión normal; su duración puede, en cambio, ser considerable (horas);

c) a las puestas a tierra de un hilo de fase en las redes trifásicas con el neutro aislado o puesto a tierra por intermedio de una impedancia importante. El

cálculo de la tensión de los hilos sanos se efectúa sin dificultad aplicando el método de las componentes simétricas. Consideremos por ejemplo el circuito de la fig. 49, con el hilo 1 a tierra en A. Suponemos nula la impedancia del defecto y des-

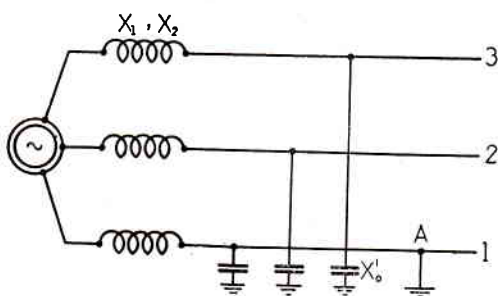


Fig. 49

preciables las resistencias en serie y conductancias en paralelo con los elementos del circuito; designamos por X_1 y X_2 las reactancias de self a las corrientes directas e inversas respectivamente del conjunto constituido por el alternador en serie con las líneas y por $X'_0 = -1/C_0 \omega$ la reactancia de capacidad de la línea a las corrientes homopolares. El módulo de los potenciales de los hilos 2 y 3 respecto a tierra, despreciando X_1 y X_2 frente al valor absoluto de la reactancia de capacidad a las corrientes directas e inversas, es

$$U_2 = U_3 = U_n \cdot \sqrt{3} \cdot \frac{(X_2^2 + X_2 X'_0 + X_0'^2)^{1/2}}{X'_0 + X_1 + X_2}$$

donde U_n designa la tensión en A antes del defecto. Vemos que si $X'_0 = -\infty$, $U_2 = U_3 = U_n \sqrt{3}$; pero cuando X'_0 disminuye en valor absoluto, la relación $U_2/U_n = U_3/U_n$ crece, alcanzando, por ejemplo, el valor de 1,87 para $X'_0/X_1 = -20$. Notemos que U_2/U_n o U_3/U_n puede ser aún más elevado si la resistencia del defecto no es nula, como supusimos. Estos valores de U_2/U_n o U_3/U_n son de singular importancia, puesto que, como veremos, deben considerarse para la elección de los pararrayos. La duración de una sobretensión de esta clase puede ser considerable.

2) las sobretensiones a la frecuencia de las oscilaciones propias de la instalación (media), debidas

a) a las maniobras de los interruptores; las sobretensiones co-

respondientes a la apertura de circuitos han sido estudiadas detalladamente en el capítulo II, parágrafos 1, 2 y 8;

b) a los arcos que acompañan los defectos entre hilos o entre hilos y tierra. Estas sobretensiones se estudian en forma idéntica que las de apertura mencionadas en a). Por ejemplo, en el párrafo 1 del capítulo II estudiamos las sobretensiones que se producen al anularse la corriente en el interruptor de la **fig. 16**; ahora bien, la corriente en el interruptor es la misma que en el arco *aa*, de modo que con el interruptor cerrado la sobretensión expresada por la fórmula (21) del capítulo II, 1 tenderá a producirse igualmente cada vez que el arco se apague, natural o prematuramente (por ejemplo, por acción del viento), ya que el contacto es, en general, inseguro (rama de árbol, hilo roto, etc): el interruptor, al eliminar el defecto, no sólo elimina los inconvenientes de orden térmico y electrodinámico debidos a la sobreintensidad, y el peligro de destrucción y de incendio, sino también el que representa someter la red a una repetida serie de sobretensiones aplicadas por lo menos dos veces por período del alternador.

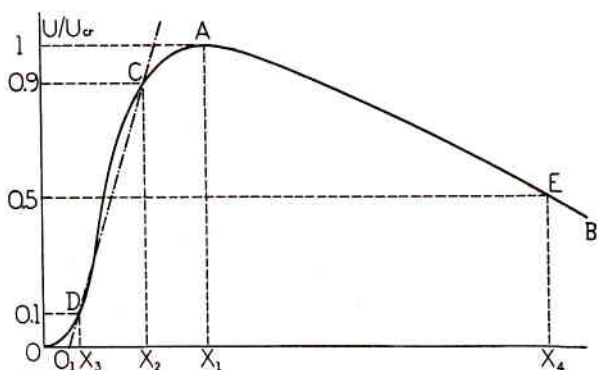


Fig. 50

Estas sobretensiones son importantes con el neutro aislado, menores con la bobina de extinción y relativamente poco acusadas cuando el neutro está puesto directamente a tierra; como orden de magnitud probable se puede admitir 3, 2 y 1,5 veces la tensión compuesta respectivamente; la duración de cada tren de ondas es, en general, una corta fracción (un vigésimo, por ejemplo) del período del alternador;

3) en redes aéreas o mixtas, las sobretensiones debidas a los fenómenos atmosféricos, que son las más peligrosas. Afectan la forma de ondas móviles (**fig. 50**), caracterizadas por el valor de cresta U_{cr} , la pendiente nominal (coeficiente angular de la recta CD , medido en $kV/\mu s$, donde la ordenada de C es $0,9 U_{cr}$ y la de D , $0,1 U_{cr}$) y dos inter-

valos de tiempo T_1 y T_2 , definidos a continuación, siendo cómodo designar la onda por T_1/T_2 . T_1 representa la duración del frente de onda, igual en rigor a OX_1 ; pero como los oscilogramas son a menudo confusos cerca del origen, y como el instante exacto que corresponde al valor de cresta no siempre está bien definido, se toma $T_1 = 1,25 X_2 X_3$, donde X_3 es la abscisa de D y X_2 la de C . T_2 representa la duración de la onda hasta E en la cola AB , que corresponde a la tensión mitad del valor de cresta; en realidad $T_2 = OX_4$, pero, por razones de comodidad, se toma $T_2 = O_1 X_4$, donde O_1 es la intersección de CD con el eje de los tiempos.

La onda de tensión se acompaña de la de corriente, que también se caracteriza por el valor de la cresta, la pendiente en el frente y las duraciones; la forma de la onda de corriente es más difícil de determinar experimentalmente que la de la onda de tensión.

Las ondas debidas a acciones indirectas del rayo son relativamente poco peligrosas. Las más peligrosas se deben a los rayos directos, que inciden sobre la línea o sobre la estación misma: las primeras son más frecuentes, pero las que llegan a los aparatos de la estación son de valores de cresta y pendientes relativamente reducidas, ya que las ondas más severas producen descargas en la línea; las segundas son las más temibles para dichos aparatos, pudiendo alcanzar la pendiente de la tensión $10 \text{ MV}/\mu\text{s}$, el valor de cresta de la tensión 5 MV y más, y el valor de cresta de la corriente 200 kA .

II) *Características de contorno y de perforación del material.*

El hecho fundamental es que, para un tipo de electrodos dado y en condiciones determinadas de temperatura, presión, humedad, etc., los valores de las tensiones de contorno y de perforación dependen de la variación de la tensión aplicada en función del tiempo y de su signo; así por ejemplo, la aplicación sostenida de una tensión alterna sinusoidal provoca la perforación del aire para una tensión algo menor a la frecuencia de 50000 Hz que a la de 50 Hz (*Reukema*), en cambio con una onda de impulso cuyo frente es comparable al primer cuarto de período de la onda permanente sinusoidal de 50000 Hz , la tensión de perforación puede ser muy superior a la de 50 Hz . Las tensiones de descarga son en general superiores para las ondas de impulso negativas que para las positivas.

La tensión de contorno de los aisladores está influida por el estado de la superficie de los mismos, más a 50 Hz , menos para las ondas de impulso. La presencia de todo cuerpo capaz de modificar la distribución del campo electrostático hace variar la tensión de des-

carga: así, en un aislador de interruptor, esta tensión dependerá de que los otros aisladores estén bajo tensión o a tierra. El modo de montaje de un aislador puede hacer variar considerablemente su tensión de contorno.

Las variaciones de la tensión de perforación del aceite merecen mención aparte. En efecto, la perforación del aceite parece producirse a lo largo de una cadena entre electrodos formada por las impurezas alineadas por el campo eléctrico. Esta alineación exige cierto tiempo para producirse, de modo que la humedad y las impurezas que provienen de la descomposición del aceite por el arco, si bien reducen considerablemente la tensión de perforación a 50 Hz de cortos intervalos de aceite, reducen mucho menos la perforación de intervalos algo importantes; dicha reducción no tiene prácticamente importancia para la perforación por ondas de impulso.

El ideal sería conocer la variación con el tiempo de las tensiones de contorno y de perforación de los materiales empleados, bajo las diversas condiciones de servicio y para todas las modalidades posibles de aplicación de la tensión. Estamos muy lejos de esto. Lo que mejor conocemos son las tensiones de descarga a frecuencias industriales, 50 y 60 Hz, y, desde hace algunos años, las tensiones de descarga relativas a las tensiones de impulso. Las descargas debidas a oscilaciones más o menos amortiguadas de frecuencia media han sido relativamente poco estudiadas; las tensiones de descarga correspondientes son, en general, mayores que a 50 Hz.

En vista de la importancia particular de las tensiones de descarga bajo ondas de impulso, examinaremos el problema con más detalle.

Si una tensión de impulso se produce sin provocar contorno previo ni perforación, se denomina tensión de impulso *completa*

(fig. 51, curvas 1 y 2); si, en cambio, da lugar a un contorno previo o una perforación, provocando así una repentina caída de tensión, se llama tensión de impulso *cortada*: el corte de la onda, es decir, la descarga, puede tener lugar en la cola (curvas 2' y 3), en la cresta (curva 4), o en el frente (curva 5).

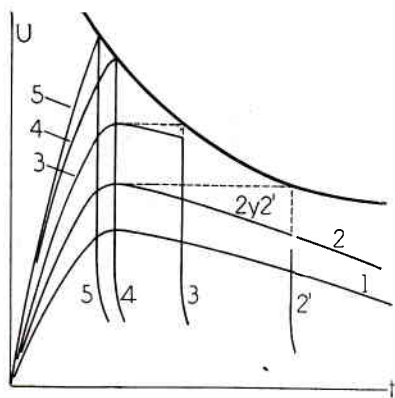


Fig. 51

Las ondas de impulso normales europeas, adoptadas por la C.E.I., son $1/50$ y $1/5$, con tolerancias de $\pm 50\%$ para T_1 y de $\pm 20\%$ para

T_2 ; la onda normal norteamericana es 1,5/40, especificándose que la variación no debe exceder de $\pm 0,5 \mu s$ sobre el frente de onda y $+ 10, - 0 \mu s$ sobre la cola.

Las ondas 1/50 y 1,5/40 parecen representar bastante bien el promedio de las ondas que llegan a las estaciones; para representar ondas de pendiente más severa se utilizan impulsos de pendiente 1000 kV/ μs .

Al aplicar tensiones de impulso de relación T_1/T_2 determinada (dentro de la precisión posible actual) y de valor de cresta creciente, se constata la presencia de un intervalo de valores de cresta en el cual ondas idénticas, aplicadas repetidamente, producen o no el contorno, variando el porcentaje de las aplicaciones que producen descarga desde cero, para el valor extremo menor del intervalo, hasta cien, para el valor extremo mayor del mismo. El mayor valor de cresta que no produce descarga alguna se llama «tensión crítica de resistencia» (fig. 51, curva 1); la onda de valor de cresta tal que el 50 % de sus aplicaciones producen descarga se llama «tensión de descarga 50 %» o «tensión crítica de contorno» (curvas 2 y 2').

Se considera como valor de la tensión de contorno o de perforación: 1) el *valor de cresta*, cuando la descarga tiene lugar en la cola (curvas 2' y 3) o en la cresta (curva 4) de la onda, y 2) el *valor de la tensión en el instante de la descarga*, si ésta se produce en el frente de la onda (curva 5). El lugar de la tensión de descarga así definida en función del tiempo de la descarga, es decir, del tiempo que transcurre entre el instante de la aplicación de la onda hasta el instante de la descarga, se llama característica o curva «volt-tiempo» del dispositivo ensayado; la designaremos por «curva $v-t$ » (fig. 51, curva en trazo fuerte).

III) Características de los dispositivos de protección.

Unicamente nos ocuparemos, por ahora, de los dispositivos de protección de descarga, es decir, de los explosores, tubos protectores y pararrayos.

Los explosores simples presentan, ante todo, el inconveniente de no poder interrumpir su propio arco ⁽¹⁾. Existen también explosores especiales, con fusibles de acción simple o repetida y coordinados con los relés, para evitar —al menos hasta cierto límite— la intervención de los interruptores; se debe prever un explosor auxiliar para proteger mientras se reemplaza el fusible. Es cierto que en las redes con inte-

(1) Excepto, tal vez, los arcos en una sola fase en redes con bobina de extinción.

ruptores de reenclavamiento automático la interrupción será en general lo bastante corta como para resultar aceptable.

La forma de la curva $v-t$ de los explosores no especiales (de varillas cilíndricas o de puntas) es la de la curva 3 de la **fig. 52**, subiendo rápidamente el valor de la tensión de descarga cuando disminuye el tiempo de la misma, es decir, cuando las ondas son más severas; veremos luego que tal característica es muy inconveniente.

Los tubos protectores interrumpen su propio arco, pero dentro de ciertos límites; la corriente máxima que pueden soportar es inferior a la que admiten los pararrayos; su curva $v-t$, algo más favorable que la de los explosores, lo es menos que la de los pararrayos.

Los pararrayos se construyen en varios tipos, según su tensión nominal y la corriente máxima a soportar; los aparatos modernos de tipo adecuado son capaces de soportar casi las mayores intensidades que producen los rayos directos. Su curva $v-t$ es particularmente interesante, pues la tensión sólo sube, y eso ligeramente, para tiempos muy cortos de descarga, inferiores a $1 \mu s$ (curva 4 de la **fig. 52**).

Los valores de las tensiones de descarga de los pararrayos, a la inversa de lo que sucede con los explosores, no dependen de las condiciones atmosféricas.

Las curvas de la tensión de descarga en función del tiempo de la misma para diversas modalidades de la tensión aplicada no son las únicas características necesarias; es imprescindible conocer además: 1) el valor de la tensión en los bornes del dispositivo de protección *durante* la descarga, y esto para diversos valores de la corriente máxima y de la pendiente en el frente de la corriente; 2) el mayor valor de la tensión bajo la cual el dispositivo es capaz de interrumpir la corriente subsecuente.

2. Los problemas de la protección y la coordinación de la aislación.

La aislación de los aparatos debe soportar —salvo accidentes de singular gravedad y poco probables— todas las sobretensiones a la frecuencia de servicio y las de maniobra, inclusive cuando las últimas coinciden con las primeras. Esta aptitud de resistencia es actualmente evidenciada sólo por los ensayos a la frecuencia de servicio, pero se considera la posibilidad de que en el futuro la aptitud para resistir sobretensiones de maniobra se verifique por ensayos a frecuencias medias. Por supuesto, la aislación así establecida posee cierta resistencia a las tensiones de impulso, pero el ensayo a la frecuencia de servicio no permite saber cuál es su valor y, por consiguiente, qué tensiones

de impulso son peligrosas para la aislación. Ahora bien, las características de las sobretensiones de impulso posibles son muy variadas y sin vinculación con la tensión nominal de los aparatos, con excepción de las correspondientes a las ondas que vienen de las líneas, puesto que éstas excluyen ondas de tensión mayor a la de contorno de sus aisladores o a la de cebamiento de los aparatos de protección de dichos aisladores, tensiones que a su vez crecen con la nominal. Por consiguiente, siempre existirá cierta probabilidad de tensiones de impulso capaces de ocasionar el contorno o la perforación de los aparatos con el daño y la interrupción de servicio consiguientes. Reforzar la aislación de *toda* la instalación para disminuir esta probabilidad representa gastos y se comprende que, a partir de cierto nivel de aislación, la disminución de la probabilidad de perjuicios por las descargas ya no compensa el aumento del costo de la instalación. Felizmente el refuerzo de la aislación no es la única solución existente ni forzosamente la mejor. Se utilizan con buen resultado la protección indirecta y la protección por aparatos de descarga. La protección indirecta, interesante sobre todo en muy alta tensión, consiste en disponer hilos o mástiles de guardia, evitando así las acciones del rayo directo, al menos en la parte de la línea vecina de la estación y en la estación misma; el mismo efecto se obtiene, si por alguna razón se entra por cable subterráneo. La protección por aparatos de descarga consiste en una instalación correcta de los explosores, tubos protectores y pararrayos. A igual probabilidad de descargas en los aparatos a proteger, la protección permite reducir la aislación de éstos, y puede así traducirse en una economía.

En definitiva, conviene, en primer lugar, fijar cierto nivel de aislación relativo a las tensiones de impulso, llamado nivel de aislación básico: los aparatos deben estar aislados para poder soportar sin inconveniente las aplicaciones únicas y repetidas de tensiones de valor de cresta inferior al nivel básico; las tensiones de valor de cresta mayor que el nivel básico quedarán reducidas por debajo de éste por los aparatos de protección, los cuales deben evitar que la tensión supere el nivel básico, tanto antes como durante la descarga. Esta es una faz del problema de la coordinación de la aislación; veremos la otra en la pág. 107.

Uno puede preguntarse qué relación existe entre el nivel básico y la tensión nominal de un aparato. En realidad no hay ninguna relación estricta, pues se pueden construir aparatos de igual tensión nominal y de niveles básicos distintos; sin embargo, para no introducir confusión y permitir la normalización de los productos, conviene asociar un nivel básico a cada tensión nominal, entendiéndose que en

casos particulares podrá exigirse un nivel diferente, asociado con una de las tensiones nominales inmediatamente vecinas. Los niveles básicos se fijaron teniendo en cuenta tanto la construcción existente como lo aconsejado por la experiencia de la explotación.

Por consiguiente, actualmente son tanto la resistencia a las sobretensiones de frecuencias baja y media, como la resistencia a las sobretensiones de impulso, quienes determinan la aislación de los diversos aparatos de la instalación. La base de la elección es la siguiente: un pararrayo debe interrumpir correctamente la corriente subsecuente aún si el hilo que protege se encuentra a un potencial anormalmente elevado en razón de un contacto a tierra producido sobre otro hilo. Es, pues, el valor eficaz de esta sobretensión, el que fija la tensión nominal del pararrayo; se comprende que en redes con el neutro puesto directamente a tierra se podrá elegir un pararrayo de tensión nominal inferior que en las redes con neutro aislado o puesto a tierra por una bobina de extinción. Una vez fijada la tensión nominal del pararrayo lo está también el mayor valor de la tensión U_{max} que existirá en sus bornes durante la descarga; cabe observar que este valor puede corresponder al instante inicial de la descarga o al curso de la misma y depende del valor de cresta y de la pendiente de las ondas de tensión o de corriente, respectivamente. El nivel U_a de aislación de la instalación relativo a las tensiones de impulso debe ser, por consiguiente, por lo menos igual a U_{max} : si el nivel básico U_b de los aparatos elegidos de acuerdo a la tensión de servicio es algo mayor o igual al nivel U_a que acabamos de fijar, la tensión de servicio permite una elección correcta; si U_b es inferior a U_a es necesario elegir aparatos de tensión nominal superior; finalmente si U_b es excesivamente superior a U_a se puede, en algunos casos, adoptar la aislación correspondiente a una tensión nominal inferior a la de servicio.

El estudio del problema de la protección y de la coordinación de la aislación, tal como acabamos de hacerlo, es incompleto; en realidad se le debe completar con las siguientes consideraciones:

1) Es imprescindible conservar un margen suficiente entre la mayor tensión U_{max} que puede existir en los bornes del pararrayo y la tensión crítica de resistencia del aparato protegido. Las diferencias inevitables en la fabricación de los dispositivos de protección y de los aparatos protegidos, las influencias exteriores (temperatura, presión, humedad, emanaciones, polvos, etc.), el cambio de las características con el tiempo de servicio y con variaciones del montaje, etc., hacen que si el margen fuese insuficiente pueda haber descarga en el aparato protegido antes que en el dispositivo de protección; una instalación

primitivamente coordinada puede dejar de serlo con el tiempo. Según *Sporn* un valor razonable para el margen es de $0,1 U_{max} + 25 \text{ kV}$. El

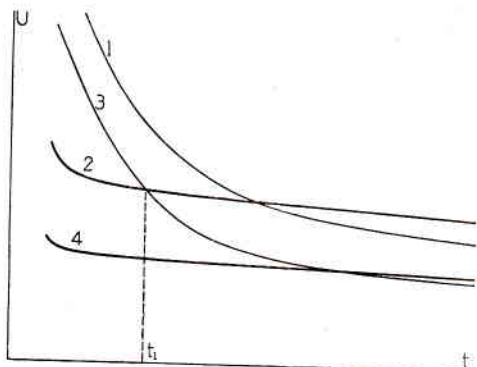


Fig. 52

problema del margen se resolvería en forma relativamente sencilla si las curvas $v-t$ del material protegido y de los dispositivos de protección fuesen paralelas, o si las curvas $v-t$ de estos últimos fuesen prácticamente rectas paralelas al eje de tiempos, pero tal no es el caso. En la **fig. 52** representamos las curvas $v-t$ de:

1, aisladores de paso; 2, aislación de los arrollamientos; 3, explosores de varilla cilíndrica o de puntas y 4, pararrayos. Vemos que los explosores protegen bien a los aisladores, no así a la aislación de los arrollamientos, cuya curva $v-t$ decrece menos rápidamente: para las descargas que tienen lugar en tiempos menores que t_1 , la aislación ya no es protegida por el explosor. Para disminuir el valor de t_1 , es decir, para proteger por explosores también en el caso de las ondas de frente muy abrupto, es necesario bajar toda la curva $v-t$ del explosor, reduciendo la distancia entre sus electrodos. Pero tal disminución tiene un límite, porque a cierta distancia las sobretensiones a la frecuencia propia de la instalación provocarían cebamientos; además, para las tensiones nominales menores, la reducción de la separación de los electrodos, ya primitivamente bastante pequeña, podría provocar cebamientos por causas incidentales (pájaros, por ejemplo). Por eso el explosor de varilla constituye más bien un dispositivo de protección de reserva, aunque se le utiliza a veces en muy altas tensiones donde los pararrayos son caros, si las ondas muy abruptas no son de temer con probabilidad razonable. Por otra parte se construyen explosores especiales cuya curva $v-t$ se acerca más a la del pararrayo. El pararrayo —aunque posea un poder de escurrimiento inferior al del explosor— constituye el dispositivo de protección actualmente más seguro en virtud de su curva $v-t$ muy poco decreciente, al punto de que casi justifica hablar de un nivel de aislación para todas las formas de onda, y por el hecho de interrumpir la descarga por sí mismo.

2) El dispositivo de protección empieza a actuar sólo cuando la onda de tensión, dirigida a tierra por su cebamiento y reflejada con

cambio de signo, alcanza el aparato a proteger. Si el circuito a lo largo del cual se propaga la onda es abierto en su extremo (**fig. 53 a**), o se continúa por una impedancia elevada (**fig. 53 b**), la onda se reflejará allí sin cambio de signo, totalmente o en gran parte respectivamente, lo que dobla o casi dobla la pendiente y aumenta todavía el mayor valor que puede alcanzar la tensión respecto a tierra en los bornes de los aparatos a proteger antes que la acción del dispositivo de protección se haga sentir: si la distancia de dicho dispositivo (DP en la **fig. 53**) al aparato a proteger es l (o l') en metros, du/dt es la pendiente en el frente de la onda en $\text{kV}/\mu\text{s}$ y U designa la d.d.p. en kilovolt en los bornes del dispositivo en el instante inicial y durante la descarga (suponemos para simplificar $U = \text{constante}$), el mayor valor del potencial que a raíz de la reflexión puede existir respecto a tierra en los bornes de los aparatos a proteger es $[U + 0,0066 l (du/dt)] \text{ kV}^{(1)}$, pero sin exceder de $2U$ para el aparato en el extremo libre o asimilable a tal (In y T en la **fig. 53**) y del valor de cresta de la onda para el aparato montado antes del dispositivo de protección (S en la **fig. 53**). Por lo tanto los dispositivos de protección deben estar lo más cerca posible de los aparatos a proteger; el problema se complica todavía

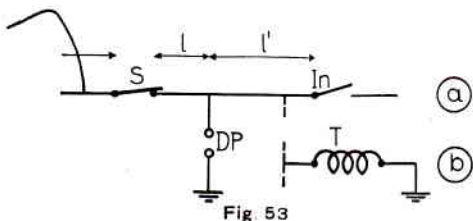


Fig. 53

porque la configuración de una instalación puede variar en razón de las maniobras de interrupción o seccionamiento. A veces se admiten dos o más niveles distintos en la misma instalación.

3) Cada onda de impulso, completa si su valor de cresta no es suficiente, o cortada si ha funcionado el dispositivo de protección, representa una sollicitación para la aislación del aparato protegido. Ahora bien, las curvas $v-t$ (o mejor dicho las zonas $v-t$, puesto que se registra una importante dispersión en los resultados, debido a variaciones, por ahora fuera de control, como las pequeñas diferencias en la forma de la onda) pueden ser o no las mismas para el impulso único que para el impulso repetido. Con ondas repetidas la curva $v-t$ de un intervalo de aire se conserva, pero la de un aislante sólido, solo o en serie con el aceite, sufre una reducción de 5 a 30 % según el caso; en los problemas de la coordinación de la aislación debe considerarse esta curva reducida.

(¹) La fórmula presupone que la longitud de las conexiones que unen DP a la línea y a tierra es despreciable y que no hay amortiguamiento de la onda.

4) Existe siempre la posibilidad de que el pararrayo, por estar destruido o removido, no pueda asegurar la protección. Para no dejar la instalación sin protección en tal eventualidad, es prudente utilizar, además del pararrayo, un explosor regulado de manera que no funcione antes que el pararrayo; como ya dijimos, la forma de la curva $v-t$ del explosor de varilla es un inconveniente serio. El margen entre la mayor tensión que existirá en los bornes del pararrayo y la tensión crítica de resistencia del aparato protegido debe ahora ser mayor, puesto que a igualdad de la primera es necesario asegurar el orden de las descargas: pararrayo, explosor, descarga en el aparato a proteger.

En los casos en que la descarga en el aparato protegido resulte inevitable, lógicamente se tratará de lograr que se produzca en forma y lugar tales que reduzcan el daño causado y el tiempo de la reparación; esta es la segunda faz del problema de la coordinación de la aislación. Un contorno de duración suficientemente corta puede no ocasionar daños; en cambio, la perforación de un dieléctrico sólido los ocasiona siempre, de modo que existe una tendencia a «coordinar» el material logrando una tensión de descarga superficial inferior a la de perforación. Otros van más lejos todavía y, en vista de que las descargas en ciertos lugares de la instalación son más inconvenientes que en otros, establecen un orden entre los aparatos en que puede producirse la descarga, introduciendo así una gradación complementaria. Las opiniones sobre la naturaleza de esta gradación divergen; así, por ejemplo, unos admiten la cadena: 1) aislación interior (perforación) de los transformadores e interruptores; 2) aislación exterior (contorno) de los aisladores de paso y de los aisladores soportes de seccionadores y de barras omnibus; 3) aisladores de línea y explosores; 4) pararrayos; mientras que otros estiman que, dentro de la respectiva cadena, la aislación de los aisladores soportes de las barras omnibus ocupa el primer lugar, antes que la aislación interna de los transformadores. Correctamente aplicadas, varias concepciones pueden dar buenos resultados.

Por supuesto, para que las descargas se produzcan en el orden previsto, los márgenes entre los varios niveles deben ser suficientes, si bien pueden ser algo menores que cuando se fija un solo nivel. En consecuencia, la aislación de los aparatos correspondientes a los niveles superiores es mayor que cuando hay un solo nivel, lo que a menudo aumenta el gasto en forma sensible. Además la multiplicación de los niveles complica la normalización del material; así, por ejemplo, en una misma instalación el aislador soporte de las barras óm-

nibus debe tener —si se adopta el sistema de coordinación correspondiente— mayor tensión de contorno que el aislador soporte de seccionadores o interruptores.

3. La aislación en los interruptores.

Las reglas actuales se limitan generalmente a exigir que la aplicación de la tensión de ensayo en condiciones especificadas (ver el capítulo XII) no produzca perforación, ni descarga superficial, ni ningún calentamiento local sensible. La modalidad de aplicación de la tensión de ensayo se define como sigue: estando el aparato en posición abierta, se aplica la tensión de ensayo sucesivamente entre cada borne del circuito y las partes metálicas a tierra, manteniendo los restantes bornes conectados entre sí y a tierra. Con el aparato en posición cerrada se aplica luego la tensión de ensayo entre cada borne de un polo y las partes metálicas a tierra, estando los bornes de los otros polos conectados entre sí y a tierra. Normalmente no se superponen los ensayos dieléctricos y los de poder de corte; sin embargo, en ciertos aparatos, especialmente en los interruptores de aislación por aceite de ruptura libre, los fenómenos de corte afectan determinadas distancias de aislación, como ser las f , g y h de la fig. 54.

En el dimensionado de los interruptores, la aislación a masa se basa en la tensión compuesta, pues, como ya notamos, en las redes con neutro aislado o a tierra a través de una bobina de extinción o de una impedancia suficiente, el potencial de los hilos sanos puede alcanzar, e incluso superar, el valor de la tensión compuesta cuando se pone un hilo a tierra. A menos, por consiguiente, del caso particular en que el aparato se destina sólo a redes con neutro directamente a tierra, las aislaciones de cada polo a tierra y entre polos deben considerarse equivalentes, y así lo establecen las reglas. En cambio el constructor puede:

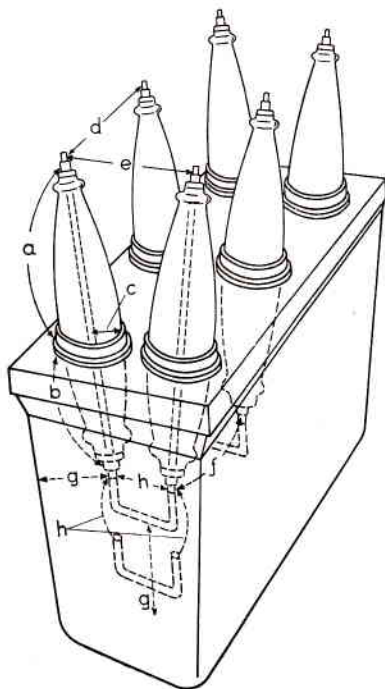


Fig. 54

1) limitarse a que las tensiones de ensayo no produzcan descarga, sin preocuparse de dónde se producirá esta descarga al elevar más la tensión, o sea, dar a todos los caminos posibles de la descarga, prácticamente, el mismo valor de la tensión de descarga, superior a la tensión de ensayo en algunas unidades por ciento; o bien

2) coordinar los diversos lugares posibles de la descarga, de modo que ésta, si se produce, perjudique lo menos posible. La descarga puede producirse, en los interruptores tripolares de aislación por aceite y ruptura libre (**fig. 54**):

- a) por contorno de la parte superior (exterior) del aislador de paso;
- b) por contorno de la parte inferior del aislador de paso;
- c) por perforación del aislador de paso;
- d) por perforación de la distancia entre polos en el aire;
- e) por perforación de la distancia entre los aisladores de la misma fase en el aire (contactos completamente abiertos);
- f) por perforación de la distancia entre polos en el aceite;
- g) por perforación a la masa en el interior;
- h) por perforación en el interior entre contactos completamente abiertos.

Ahora bien, estas descargas tienen desigual importancia, siendo en principio mucho menos peligrosas, para la instalación como para el personal, las descargas a tierra. Sin embargo, el contorno de la parte inferior del aislador de paso debe considerarse más peligroso que el de la parte superior, porque puede provocar explosión debido a las mezclas explosivas que pueden acumularse bajo la tapa del aparato. La descarga a tierra por perforación debe evitarse, tanto en razón del daño inevitable del aislador si éste es su camino, como por la descomposición del aceite y peligro de explosión en la perforación interior. En definitiva, en el interruptor racionalmente construido, la descarga 2 a) debe ser de nivel más bajo que las otras. El aparato resulta así algo más caro que si el constructor aplica el criterio expuesto en 1), pero el gasto suplementario resultará muy beneficioso, aunque no parezca justificado a la luz de la aplicación estricta de las reglas tal como hoy se enuncian.

El empleo de los explosores de varilla sobre los aisladores de paso es muy discutido, no sólo en razón de su curva $v-t$ inconveniente, sino también porque con tal montaje el arco del explosor pasa a menudo sobre la superficie del aislador, con lo que el riesgo de daño es prácticamente el mismo que si el explosor no existiera.

En los interruptores que suprimen el aceite como medio de aisla-

ción, no existen —salvo casos particulares— aisladores de paso, asegurándose la aislación por los aisladores soportes y las descargas pueden producirse:

- a) por contorno del aislador soporte;
- b) por perforación de la distancia entre polos;
- c) por perforación en el interior o exterior entre contactos completamente abiertos.

Notemos que en muchos aparatos al intervalo entre contactos de extinción se agrega un seccionamiento en serie que debe asegurar la aislación una vez efectuado el corte.

Aquí también a) debe pertenecer al nivel inferior y b) y c) al superior.

Vinculado al de la aislación, está también el problema de la elección de la tensión nominal del interruptor. De lo que precede sabemos que no basta con que ésta sea inmediatamente superior a la tensión compuesta de servicio; es preciso, además, que la tensión crítica de resistencia sea mayor que el nivel de aislación básico admitido. En las instalaciones existentes, y en particular en tensiones no muy elevadas, ha sido práctica frecuente elegir interruptores de tensión nominal netamente superior a la tensión compuesta de servicio; se buscaba así cubrir las insuficiencias de estos aparatos en la aislación a las ondas de impulso, sin saber por otra parte a ciencia cierta si la aislación elegida era o no inútilmente exagerada o si desplazaba la descarga a un lugar más inconveniente todavía. Oportunamente veremos cómo la desigualdad de las tensiones de servicio y nominal afecta el poder de corte del interruptor elegido.

4. Estudio de la descarga en los gases.

La descarga en los interruptores de corriente alterna, generalmente bajo forma de arco, se produce de dos maneras. Al separarse los contactos la formación del arco es posible aún cuando la f.e.m. que actúa en el circuito sea muy inferior al menor potencial disruptivo, en razón del aumento local considerable de temperatura en el punto de separación por una parte y del aumento de tensión debido a la self del circuito, por otra. Este es un modo de formación, común a los interruptores de corriente continua y a los de alterna. El otro modo sólo ocurre en los de alterna; en estos el arco se extingue cada vez que la corriente pasa por cero y según hemos visto en el capítulo II, parágrafos 1, 2, sólo puede reencenderse si la tensión que se restablece entre los electrodos, ya separados y que siguen separándose, alcanza en algún momento un valor suficiente, llamado potencial dis-

ruptivo, función de la corriente que se trata de interrumpir, de la separación entre electrodos, de la naturaleza de los electrodos y del medio que los separa.

La función que debe cumplir el interruptor de corriente alterna es evitar el reencendido del arco, de modo que corresponde recordar rápidamente los fenómenos que ocurren al aplicar una d.d.p. entre electrodos colocados en un medio gaseoso. Se sabe que estos fenómenos dependen de:

- 1) la naturaleza y la presión p del medio,
- 2) los agentes exteriores de ionización o de deionización existentes,
- 3) el valor de la d.d.p. U entre electrodos y su variación con el tiempo,
- 4) la naturaleza, la forma y la separación de los electrodos,
- 5) la naturaleza y la forma del recipiente y su posición frente a los electrodos.

Supongamos en primer lugar los electrodos fijos, el medio gaseoso no agitado por factores externos, las paredes del recipiente muy alejadas y la d.d.p. U de variación suficientemente lenta para permitir considerar como equilibrio estadístico el estado de ionización en cada instante. Sea I la corriente; la curva $U(I)$ obtenida en estas condiciones se llama «característica estática» de la descarga. Para trazarla se dispone un circuito formado por una fuente de f.e.m. continua E , en serie con una resistencia R y los electrodos (fig. 55).

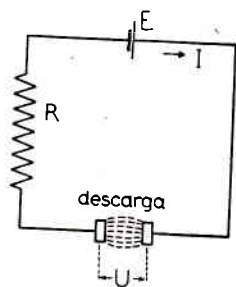


Fig. 55

El campo eléctrico F que se crea desplaza hacia los electrodos las partículas electrizadas por agentes exteriores, fortuitos o controlados. Por consiguiente I crece con U (Oab , fig. 56) hasta el momento en que todas estas partículas, a medida que se producen, llegan a los electrodos, constituyendo la «corriente de saturación» I_s , cuyo valor permanece constante (bc), a pesar del crecimiento de U , mientras la velocidad de los electrones no es suficiente para ionizar el gas por choque. Más allá de este límite comienza la llamada primera descarga de Townsend (cd), en la cual I crece según cierta ley. Así, por ejemplo, para electrodos planos paralelos en un medio uniformemente ionizado, se tiene $I = I_s (e^{\alpha d} - 1)/\alpha d$, donde α , función de p y F , es el número de pares de iones que forma por unidad de longitud un electrón proyectado hacia el ánodo y d es la distancia entre electrodos. A partir de cierto valor de la tensión, la corriente

crece más rápidamente de lo indicado por la precitada ley: es la segunda descarga de *Townsend* (*de*) que, como la primera, no se automantiene, es decir, cesa cuando se suprime el agente exterior de ionización.

Townsend admitió que el mayor incremento de la corriente se debía a la ionización del gas por choque de los iones positivos; se sabe actualmente que la razón fundamental no es ésta sino la emisión secundaria del cátodo bombardeado por iones positivos de velocidad suficiente; hay también emisión fotoeléctrica, debida a los fotones emitidos por los átomos de gas excitados por choques electrónicos. Suponiendo como única causa la emisión electrónica secundaria de γ electrones por cada nuevo ion positivo formado en el gas, la corriente en un medio uniformemente ionizado, y con electrodos planos paralelos, se expresaría $I = I_s [(1 + \gamma)/\alpha d] [(e^{\alpha d} - 1)/\{1 - \gamma (e^{\alpha d} - 1)\}]$: se ve que I crece indefinidamente cuando $e^{\alpha d} = (1 + \gamma)/\gamma$; el valor correspondiente de U , U_d , es el potencial disruptivo. Las otras causas llevan a una corriente de expresión análoga, de modo que existe un valor de U_d , para el cual hay transición de la segunda descarga de *Townsend*, oscura y no automantenida, a una de las diversas descargas automantenidas posibles, según la presión del gas, la constitución del circuito eléctrico, la forma, la naturaleza y la separación de los electrodos. Físicamente el pasaje a la descarga automantenida, es decir que se continúa aún si se suprime el agente exterior de ionización, se explica por el hecho de que un grupo de electrones emitidos por el cátodo produce fenómenos que a su vez provocan la emisión de un grupo de electrones por lo menos igual por el cátodo.

Para presiones comprendidas entre $\sim 10^{-4}$ y ~ 760 mm Hg y temperatura constante, el valor de U_d sólo depende del producto pd (o δd , designando por δ la densidad del gas) y no de los valores que separadamente tienen p y d (ley de *Paschen*): elevado para valores muy reducidos de pd , U_s disminuye cuando pd aumenta, pasa por un mínimo (del orden de 300-400 V en un campo uniforme) para un cierto valor de pd llamado crítico (del orden de

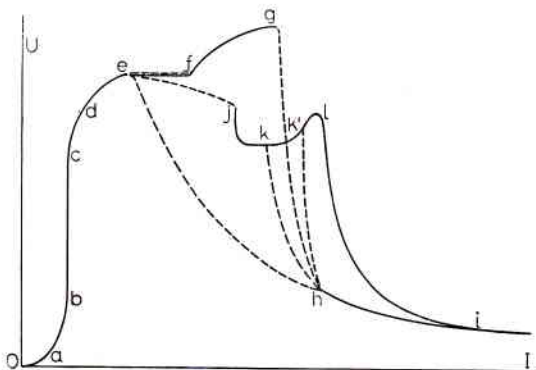


Fig. 56

6 mm Hg. mm para el aire y de 10 para H^2 en un campo uniforme a $20^\circ C$) y crece finalmente con pd , rápidamente al principio, en forma prácticamente lineal después.

Según las circunstancias, la descarga se transforma en

- a) descarga corona (fig. 56, fg). La transformación puede ser brusca (*ef* en trazo punteado) o progresiva (*ef* en trazo lleno). El valor de la tensión para la cual empieza el fenómeno se llama «tensión corona», reservando esta vez el nombre de potencial disruptivo (o tensión de perforación) al valor de la tensión para la cual la descarga corona se transforma a su vez en arco (*hi*),
- b) descarga disruptiva luminiscente (*jkl*), que también se transforma, brusca (*kh*) o progresivamente (*li*), en arco,
- c) arco (*dh*).

Para lograr una mejor visión de conjunto, todas estas transformaciones han sido representadas en la misma figura, carente de escala, indicándose en trazo punteado las transiciones bruscas. Debe tenerse presente que en cada caso definido sólo pueden producirse algunas y no otras de las transformaciones representadas. Así, por ejemplo, el efecto corona, o descarga incompleta, sólo se produce si el campo entre los electrodos no es uniforme y si su valor en la vecindad inmediata del electrodo disminuye suficientemente cuando, por efecto de la descarga que empieza, todo pasa como si creciera la dimensión del electrodo; en caso contrario se produce la transformación de la segunda descarga de *Townsend* en descarga disruptiva luminiscente o en arco.

Las descargas que más nos interesan aquí son la descarga disruptiva luminiscente y, sobre todo, el arco; recordaremos rápidamente sus propiedades.

Sabemos que en la descarga luminiscente se distinguen cuatro zonas:

- 1) el espacio oscuro de *Crookes*, región vecina del cátodo, muy estrecha, que constituye la parte indispensable de la descarga auto-mantenida; en él el campo eléctrico debe ser muy grande, pues los electrones acelerados por ese campo deben producir dentro del espacio oscuro una ionización suficiente para que la emisión por bombardeo iónico del cátodo y por efecto fotoeléctrico suministre un número de electrones igual al primitivo.

La caída de tensión correspondiente, u_c , es elevada, pudiendo variar entre 60 y 400 V aproximadamente (usualmente entre 200 y 300 V) según la naturaleza del cátodo y el gas; u_c disminuye con la función de trabajo del metal del cátodo y con la aptitud para la ionización del gas; su valor puede ser muy influido por impurezas;

2) la luminosidad negativa y el espacio oscuro de *Faraday*, donde el potencial varía poco;

3) la columna positiva, en la que, si no hay estratificaciones, el gradiente de potencial es prácticamente constante y, en general, de valor poco elevado, fijado por la necesidad de asegurar la ionización por choque que suministra los electrones perdidos por recombinación. La recombinación tiene lugar en parte en la trayectoria de la descarga, pero sobre todo en las paredes y en el gas neutro que rodea dicha trayectoria, donde los electrones penetran por difusión.

La sección de la columna, salvo en las descargas luminiscentes a presión elevada, es indefinida, tendiendo a abarcar la sección del recipiente;

4) la zona anódica, que puede ser o no luminosa, y en la cual puede existir, según el caso, una caída de tensión de algunos volt o un aumento de tensión, hasta 20 V o más.

Si el valor de $p\bar{d}$ es mayor que el crítico, la caída de tensión total de la descarga, e_d , varía con la corriente como lo indica la curva jkl de la **fig. 56**. Al principio e_d disminuye rápidamente hasta que la caída de tensión en el espacio catódico llega a ser sólo un poco superior al potencial disruptivo mínimo del gas; después disminuye muy lentamente, en tanto que la descarga no abarca la superficie del cátodo y la densidad de corriente permanece constante: se dice que hay descarga luminiscente «normal»; finalmente, cuando toda la superficie catódica participa en la descarga, la densidad de la corriente aumenta con la intensidad y e_d crece: se denomina «anormal» este tipo de descarga con el objeto de caracterizarla, sin que, por supuesto, una sea más normal o anormal que la otra.

Al aumentar la intensidad de la corriente llega un momento en que se observa una transformación brusca de la descarga luminiscente en arco (**fig. 56**, kh o $k'h$); con electrodos refractarios, que permiten la elevación de la temperatura en ciertos puntos del cátodo hasta obtener la emisión termiónica necesaria, se puede también obtener un pasaje progresivo (kli), siempre que los valores de E y R (**fig. 55**) sean suficientemente elevados para estabilizar la descarga en cada instante.

El arco eléctrico está caracterizado por la localización de la emisión electrónica en una parte del cátodo, llamada «mancha catódica», de dimensiones reducidas, que aumentan con la corriente.

En el arco se distinguen tres zonas:

1) la zona catódica. Los valores de la caída de tensión catódica en el arco son muy inferiores a los análogos en la descarga luminis-

cente: ésta es la principal diferencia entre la descarga luminiscente y el arco, y obliga a suponer agentes de ionización distintos en cada uno de los dos tipos de descarga (*K. Compton*). A tal efecto cabe distinguir entre arcos de cátodo caliente y arcos de cátodo frío. Los primeros se producen con electrodos refractarios (carbón, tungsteno) en los que la temperatura del cátodo alcanza valores suficientes para justificar la hipótesis de una emisión termiónica intensa como principal agente de ionización ⁽¹⁾; la caída de tensión catódica es algo superior al potencial de ionización del gas. En cambio los segundos se producen con electrodos cuyos puntos de fusión y de evaporación son bajos, de modo que la hipótesis de la emisión termiónica no es válida, pese a que ciertas impurezas, en particular óxidos, pueden intervenir; importa notar que con electrodos de cobre y arcos móviles hay casos en que no se observa ninguna traza de quemadura en los electrodos. El mecanismo de la emisión electrónica en este caso es todavía algo oscuro; *Langmuir* propuso la emisión de campo (arranque de los electrones del cátodo por el elevadísimo campo eléctrico, del orden de 1 MV/cm, existente en su vecindad inmediata); la caída de tensión catódica es aquí algo superior al menor potencial de resonancia del gas.

2) la columna positiva. Los agentes de ionización y de deionización son los mismos en la columna positiva de los arcos de presión baja, inferior a una atmósfera, que en la descarga luminiscente; en cambio, en los arcos de presión alta, mayor que una atmósfera, se agrega la ionización térmica del gas, ya que la temperatura de la columna es suficientemente elevada (en promedio del orden de 6000° K; el valor real depende de la corriente).

La caída de tensión en la columna aumenta notablemente con la presión: se puede admitir que el campo eléctrico varía como cierta potencia de la presión, cuyo exponente depende de la naturaleza del gas.

A la inversa de lo que ocurre en la descarga luminiscente, el diámetro de la columna positiva del arco está bastante bien definido y depende esencialmente de la corriente. Si se obliga al arco a formarse entre paredes aislantes, de materia vaporizable o no, a distancia un poco superior, igual o inferior al diámetro del arco libre, la caída de tensión en la columna aumenta respectivamente en forma menos o más considerable para un valor dado de la corriente; se concibe el

(1) Existen también arcos de cátodo caliente, no automantenidos, en los que el calentamiento del cátodo se debe a una corriente eléctrica independiente, pero esta clase de descarga no nos interesa aquí.

interés de éste y otros modos de actuar sobre la caída de tensión en el arco, dado que ésta influye en los fenómenos de corte, modificando la tensión instantánea de restablecimiento y los valores de la rigidez dieléctrica del espacio entre contactos (ver el parágrafo siguiente).

3) la zona anódica. La caída de tensión es sensiblemente la misma que en la descarga luminiscente.

Consideremos ahora el caso en que la fuente es de *f.e.m. sinusoidal de frecuencia industrial*, suponiendo también los electrodos fijos, el medio gaseoso no agitado y las paredes muy alejadas. Los fenómenos son aún más complejos que en el caso previamente examinado en que la *f.e.m.* era continua. Durante cada alternancia de la corriente conviene distinguir dos intervalos:

1) el de encendido o de descarga no automantenida. Tiene su equivalente en la curva *Oabcde* de la **fig. 56**, pero es más complejo por las siguientes razones: a) la tensión empieza a variar no desde cero sino desde un valor negativo, que es el que existe entre los electrodos en el instante de extinción de la descarga automantenida de la alternancia precedente; b) la ley de crecimiento de la tensión no está más impuesta por el operador, que actúa lentamente sobre *E* o *R*, sino que depende de las constantes del circuito, en particular de la self-inducción y capacidad, que ahora deben tenerse en cuenta, así como del estado de ionización del medio entre los electrodos.

Supongamos que el circuito de la descarga sea el de la **fig. 16** del capítulo II, donde reemplazamos el interruptor por electrodos fijos; en este caso la ley de crecimiento de la tensión mencionada se determina en principio por consideraciones análogas a las expuestas en el parágrafo 1 del capítulo II, complicadas por el hecho de que la impedancia del intervalo entre contactos no es nula durante la descarga automantenida previa a la extinción, ni infinita durante la descarga no automantenida después de la extinción; en realidad dicha impedancia varía en forma compleja en los dos tipos de descarga.

2) el de descarga automantenida. La descarga no automantenida se transforma en arco, en general directamente, y en algunos casos pasando por la descarga luminiscente. También aquí hay diferencias con el caso de la descarga estática, en razón de la dependencia entre la caída de tensión de la descarga y el estado de ionización entre los electrodos. Cuando se llega a una intensidad de corriente dada partiendo de valores superiores, la ionización es más fuerte y la caída de tensión menor que en estado estático; ocurre lo contrario si se llega a la misma intensidad partiendo de valores inferiores; estos fenómenos han permitido hablar de la histéresis de la descarga, que se

observa en la **fig. 57**. Cuando la corriente se acerca a cero la tensión de descarga crece considerablemente y a veces el arco se transforma en descarga luminiscente. Que tenga o no lugar este fenómeno, en un momento dado la descarga automantenida cesa, con lo cual vuelve a empezar el intervalo de encendido.

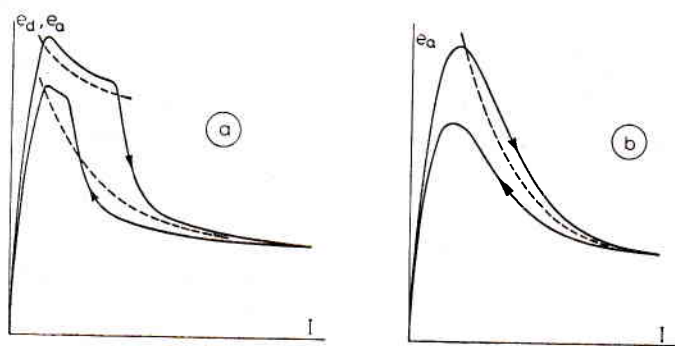


Fig. 57

En las **figs. 57 y 58** hemos representado la variación de la tensión entre los electrodos en función de la corriente y del tiempo respectivamente; en **a** cuando la descarga luminiscente precede y sigue al arco, en **b** cuando hay arco solamente. Estas figuras carecen de escala; para mayor claridad se exageró el fenómeno de histéresis en la primera (las curvas en trazo punteado representan las características estáticas) y la duración de la parte relativa al encendido en la segunda.

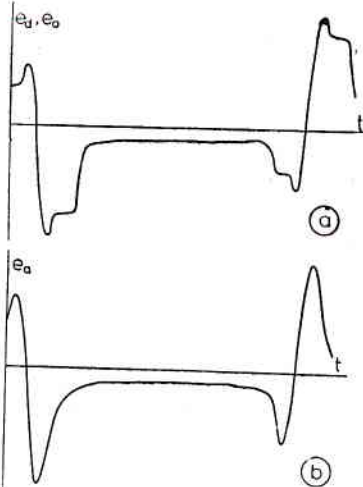


Fig. 58

Los fenómenos descritos forman la base del estudio de todos los procesos de descarga, en particular en los aparatos de protección, sean explosores, pararrayos, interruptores, fusibles, etc. El caso que aquí nos interesa es el de los interruptores, donde los fenómenos son extremadamente complejos, mucho más todavía que los que acabamos de exponer, principalmente por los siguientes factores, en general coexistentes:

- 1) la corriente no es sinusoidal
- a) por la existencia de la componente continua y de los armónicos,

- b) por la acción del propio arco,
- 2) el arco se desarrolla entre paredes sólidas, vaporizables o no, o dentro de un líquido,
- 3) el arco es desplazado sobre electrodos de separación fija o variable por acción de un campo magnético,
- 4) el medio entre los electrodos es turbulento por inyección de líquido, gases y/o vapores no ionizados.

Los factores 2) - 4), y a veces el 1b), así como otros artificios que veremos oportunamente, tienen por objeto evitar el reencendido del arco extinguido al pasar la corriente por cero; los trataremos con mayor detalle en el parágrafo que sigue.

5. Extinción del arco en los interruptores.

El proceso de la extinción del arco es esencialmente distinto según que se trate de un circuito de corriente continua o de uno de corriente alterna.

En corriente continua es necesario obtener que la recta $E - RI = f(I)$ deje de cortar la característica $e_a(I)$ del arco. Para ello se eleva $e_a(I)$, aumentando la longitud

(¹) y, a veces, deionizando el arco por medios especiales (chorro de aire, aumento de la velocidad de desplazamiento y alargamiento del arco por soplado magnético, etc.). Para facilitar

la ruptura se puede también aumentar la resistencia en serie o disponer una resistencia en paralelo con el arco.

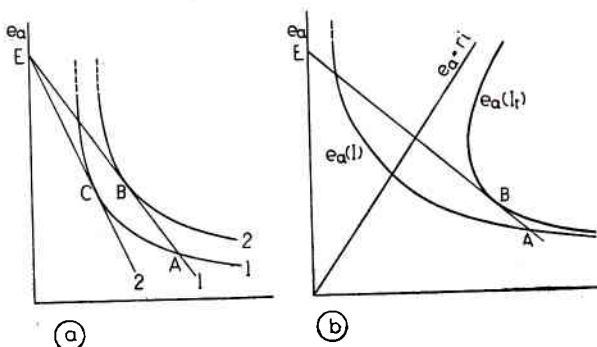


Fig. 59

(1) Sería interesante conocer la expresión analítica de $e_a(I)$, pero esto sólo es posible en pocos casos. Únicamente se conoce con cierta precisión la expresión relativa a la característica estática de los arcos libres en el aire; si su longitud l es mayor que 15 mm. se tiene, según Nottingham, $e_a = a + bl + (c + dl)/I^n$, donde a , b , c y d son constantes dependientes de la naturaleza de los electrodos; n está relacionado con la temperatura absoluta de ebullición o de sublimación del ánodo, T , por $n = 2,62 \cdot 10^{-4} T$. Para el carbono $n = 1$; en los metales usuales n está comprendido entre 0,45 y 0,72; $n = 0,67$ para el cobre. Por supuesto dicha expresión no es válida en los interruptores; se notará que una misma expresión no puede aplicarse a dos tipos de interruptores con distintos procesos de extinción.

La **fig. 59 a** permite apreciar el efecto de la resistencia en serie. Sea A el punto de funcionamiento; basta —si el circuito es puramente resistente— sea elevar $e_a(I)$ de 1 a 2, produciéndose la extinción en B , sea pasar $E - RI = f(I)$ de 1 a 2, produciéndose la extinción en C . Por supuesto, la existencia de una self-inducción L permite que el arco se mantenga transitoriamente para posiciones de $e_a(I)$ por encima de $E - RI = f(I)$, con $E - RI - e_a = L di/dt$.

Veamos ahora el efecto de la resistencia en paralelo con el arco. Consideremos el circuito representado en la **fig. 55** con el arco shuntado por una resistencia r ; sean I , i e I_t las corrientes en el arco y en las resistencias r y R , respectivamente. La construcción de $e_a(I_t = i + I)$ es inmediata a partir de $e_a = ri$ y $e_a(I)$ (**fig. 59 b**): se ve que una recta $E - RI_t = f(I_t)$, que corta en A la característica $e_a(I)$, ya es tangente en B a la característica $e_a(I_t)$, es decir, en las condiciones de la figura el arco puede mantenerse sin shunt pero no puede mantenerse shuntado.

A igualdad de las amplitudes de la f.e.m. y de la intensidad con los valores de las magnitudes continuas correspondientes, el corte es mucho más fácil en corriente alterna, puesto que la corriente se anula dos veces por período. El problema cambia de aspecto; como ya dijimos, se trata, no de apagar el arco, sino de evitar su reencendido. Hay más: si fuera posible separar los contactos en el instante en que la intensidad de la corriente pasa por cero y alejarlos uno de otro con velocidad suficiente para que la d.d.p. que reaparece entre ellos no alcance a encender el arco, se evitaría la formación de éste y la apertura del circuito sería la más rápida posible. Pero por ahora tal dispositivo no parece realizable, no sólo por las dificultades de sincronización de la apertura ⁽¹⁾, sino también por la imposibilidad de acelerar suficientemente los contactos, especialmente en los circuitos de bajo factor de potencia en alta tensión. Impedir que el arco se forme en el momento en que la corriente no es naturalmente nula originaría, como vimos en el parágrafo 1 del capítulo anterior, sobretensiones que podrían ser enormes y que, si no pudiesen perforar el

(1) Una sincronización diferente se presenta en los interruptores de las redes de tracción de baja frecuencia, $16\frac{2}{3}$ Hz, por ejemplo, en los que en poco menos de un semi-período pueden llevarse los electrodos a una distancia suficiente para que el arco no se vuelva a encender, aunque no se puede impedir que se forme el arco. Hay interés en sincronizar el instante de separación de los contactos para evitar, no el arco, sino su reencendido después del primer pasaje de la corriente por cero. En efecto, un nuevo semi-período de mantenimiento del arco representaría un considerable aumento de la energía desprendida en él, a causa de lo largo del período.

intervalo entre contactos, provocarían descargas en otro lugar. El arco da tiempo a los contactos para que se alejen, a velocidad razonable, hasta una distancia suficiente para impedir el reencendido, lo que actualmente es factible en la segunda o tercera, y a veces en la primera extinción.

Veamos qué condiciones son necesarias para que no haya reencendido. Por una parte reaparece entre contactos la tensión transitoria de restablecimiento, U_r , estudiada en detalle en el capítulo precedente,

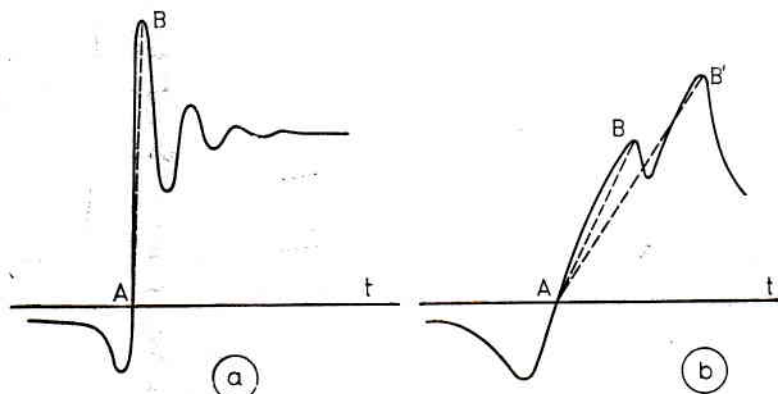


Fig. 60

y representada en función del tiempo en la **fig. 60 a o b**. Por otra parte el medio entre contactos es capaz de resistir en cada instante una cierta d.d.p. disruptiva U_d , que caracteriza la rigidez dieléctrica renaciente. La curva $U_d(t)$ para electrodos fijos está representada en la **fig. 61**; se ha observado la forma de la curva 1 y la de las curvas 2 o 3. Prácticamente U_d llega a ser del orden de algunos cientos de volt muy rápidamente ($\sim 20 \mu s$) después de la extinción del arco, debido a la formación de una capa de iones positivos adyacente al cátodo.

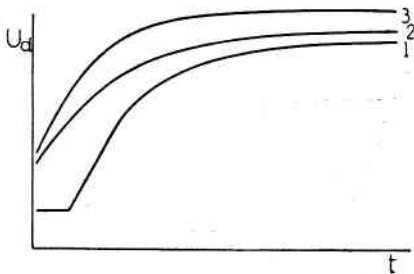


Fig. 61

Se concibe que no hay reencendido si la curva $U_d(t)$ correspondiente al espacio entre los contactos del interruptor está en cada instante por encima de la curva $U_r(t)$ de la tensión transitoria de restablecimiento (la cual depende no sólo de las constantes del circuito,

sino también del interruptor mismo); en cambio hay reencendido si la curva $U_r(t)$ corta la $U_d(t)$, prolongando así la duración del arco en por lo menos otra alternancia. Es interesante examinar la condición para que, a igualdad de la corriente cortada y de la tensión de restablecimiento entre contactos, U_{rc} , la duración del arco no pase de un número fijado de alternancias cualesquiera que sean las frecuencias propias del circuito a interrumpir. Es necesario distinguir dos casos límites:

1) el interruptor no introduce amortiguamiento apreciable; en este caso U_d debe alcanzar el valor $\sim 2\sqrt{2}U_{rc}$ en un intervalo de tiempo netamente inferior a $T_0/2$, medio período ideal de la oscilación propia de mayor frecuencia entre las de amplitud notable que componen la oscilación resultante;

2) el interruptor introduce un amortiguamiento considerable, vecino del crítico; en este caso U_d debe alcanzar el valor $\sim \sqrt{2}U_{rc}$ en un intervalo de tiempo netamente inferior a T_0 .

En efecto, si hasta el instante en que u_r alcanza su valor máximo, $u_{r\max}$, la tensión U_d permanece mayor que u_r , es evidente que la extinción será definitiva, de modo que sólo interesa conocer la parte de $u_r(t)$ desde cero hasta $u_{r\max}$. Con el fin de definir en la forma más simple dicha parte de $u_r(t)$, se trató de introducir la noción de «velocidad de restablecimiento», v_r , como vamos a ver. Supongamos primero que $u_r(t)$ coincida prácticamente con una oscilación sinusoidal amortiguada (**fig. 61 a**); se define v_r por el coeficiente angular, medido en kV/ μ s, de la recta que une el punto A , en que $u_r = 0$, con el punto B , en que $u_r = u_{r\max}$. Se reemplaza entonces la parte AB de $u_r(t)$ por la recta $u_r = v_r t$. El problema se hace más difícil cuando $u_r(t)$ tiene un andamio más complicado; así en el caso de la **fig. 61 b** sería necesario reemplazar la parte AB' de $u_r(t)$ por la línea quebrada ABB' , la cual a su vez puede definirse por medio de dos velocidades de restablecimiento, v_r y v'_r , relativas a las puntas B y B' , completando cada velocidad por el valor de la punta de tensión correspondiente. Pero así la simplicidad desaparece, y puede ser preferible introducir la velocidad máxima de restablecimiento, $v_{r\max}$, definida por el coeficiente angular de la recta más abrupta que puede unir A con un punto de $u_r(t)$; el valor de $v_{r\max}$ se calcula fácilmente a partir de las constantes del circuito (*Boehne*). Si hasta el instante en que U_d supera $u_{r\max}$, se tiene siempre $v_{r\max} \leq U_d/t$, es seguro que la extinción será definitiva; he aquí por qué se dice a menudo que los fenómenos de extinción son una lucha de las velocidades con que se restablecen la tensión por una parte y la rigidez dieléctrica por otra.

Al aire libre, el espacio entre electrodos donde se produjo el arco queda tan ionizado en el instante de extinción, que basta una tensión de restablecimiento relativamente pequeña para reencenderlo; si los electrodos no se alejan rápidamente se pueden obtener arcos de varios metros de longitud. Por lo tanto es necesario adoptar soluciones especiales que facilitan el corte. Expondremos aquí las más comunmente adoptadas, haciendo notar que en muchos casos se utilizan simultáneamente varias de ellas. Se puede

I) *disminuir la tensión instantánea de restablecimiento y/o aumentar el amortiguamiento de la oscilación libre*

a) mediante inserción de resistencias en serie (R) o en paralelo ($1/G$) con el arco. Los efectos de esta inserción son en realidad múltiples y distintos según se actúe sobre R o G . Para verlo consideremos el caso del circuito de la **fig. 16** estudiado en el párrafo 1 del capítulo II. La relación (6) de dicho capítulo muestra que si hacemos en ella sucesivamente $G = 0$, o $R = 0$, obtenemos dos ecuaciones que se confunden si R/L en la primera es igual a G/C en la segunda. Por consiguiente, si consideramos dos circuitos, con los mismos valores de L y C pero con valores de R y G distintos: $G = 0$, $R = R'$ en el primero, $G' = R'C/L$, $R = 0$, en el segundo, ambos tendrán grados de amortiguamiento y pseudoperíodos iguales. El valor de C/L es generalmente muy pequeño, de modo que una conductancia pequeña en paralelo con el arco causa en el segundo circuito (de R despreciable) un amortiguamiento importante y el consiguiente aumento del tiempo necesario para alcanzar, en oscilación libre, un valor dado de la tensión; si se quisiera producir el mismo amortiguamiento en el primer circuito (de G despreciable), habría que aumentar R en forma relativamente considerable. Sin embargo, los aumentos de G o de R en sus circuitos respectivos, si bien de acción similar sobre el amortiguamiento, producen efectos distintos sobre el valor de la tensión instantánea de restablecimiento, $(u_{c2})_0$, que es sensible al aumento de R , pero no al de G . En efecto, con las notaciones del párrafo 1 del capítulo II, y limitándonos al caso del corte natural, en que $\theta = \varphi - \pi/2$, tenemos $(u_{c2})_0 = (E_m/K) \cos(\theta - \psi)$. Ahora bien, en el primer circuito se tiene $\varphi_1 = \arctg L\omega/R$, mientras que en el segundo $\varphi_2 \cong \pi/2 > \varphi_1$, de modo que $(u_{c2})_0$ es menor en el primer caso que en el segundo. Se obtiene fácilmente, expresando φ , ψ y K en función de x ($x \ll 1$) y α (págs. 41 y 42), $(u_{c2})_0 \cong E_m (1 - 4\alpha^2) / \sqrt{1 + 4\alpha^2/x^2}$ en el primer caso y $(u_{c2})_0 = E_m / (1 + 4\alpha^2 x^2)$ en el segundo. Se ve que si, para fijar ideas, $x = 0,05$, un valor de $\alpha = 0,025$ provoca ya

ductor, lo que equivaldría a aumentar n veces la velocidad de separación de los contactos si la tensión se repartiera igualmente entre las rupturas; en realidad, para obtener aún aproximadamente tal repartición, puede ser necesario adoptar dispositivos especiales.

Esta solución tiene además la ventaja de facilitar algo la deionización, porque el medio ambiente no ionizado tiene más fácil acceso a los caminos de la descarga que si se tratara de un solo arco de longitud aproximadamente n veces mayor;

c) la intensificación de la deionización del espacio entre contactos, lo que, a igualdad de separación de éstos, eleva la curva 2 de la **fig. 61** a la posición 3. Los medios empleados consisten en

1) subdividir el arco en una gran cantidad de arcos cortos en serie, sometidos, por acción de un campo magnético, a un movimiento rápido de rotación sobre los electrodos fijos. Esta solución, utilizada en tensiones moderadas, aprovecha, además de la deionización del arco por movimiento, la multiplicación por el número de arcos de la rigidez dieléctrica que reaparece muy rápidamente después de la extinción (**fig. 61**). Por supuesto exige una repartición sensiblemente igual del potencial entre los arcos;

2) aplicar el arco contra paredes sólidas no sublimables. Esta solución, limitada a las tensiones y poderes de corte moderados, actúa en algunos casos principalmente por deionización inmediatamente antes y después de la extinción, en otros principalmente por adelanto del instante de la ruptura [solución I b)];

3) formar el arco en el seno de una gran masa de aceite donde se desarrolla libremente. Es la «ruptura libre» en aceite, aplicable a todas las tensiones, en combinación con la solución II b);

4) provocar un chorro de gas, vapor, líquido, o su mezcla, sobre el arco. Es la «ruptura controlada», que puede tener lugar en aceite, en agua, en aire bajo presión o en gases sublimados (provenientes de la sublimación por el arco de las paredes vecinas). Los aparatos de agua, y sobre todo los de gases sublimados, sólo se construyen para tensiones y poderes de corte moderados.

La ruptura controlada es obligatoriamente usada en los interruptores de muy alta tensión y de corte rápido. Los dispositivos de control del arco aseguran un chorro, longitudinal o transversal respecto al arco, el cual puede ser provocado por el mismo arco o por medios mecánicos; la efectividad del chorro crece con la corriente a interrumpir en el primer caso y disminuye cuando la corriente aumenta en el segundo caso. En efecto, el valor de U_d en un instante dado depende de dos factores: el primero, función de la ionización previa, actúa redu-

ciendo U_d cuando aumenta la corriente a cortar; el segundo, función de la deionización en los últimos instantes de la descarga automantendida y después de la extinción, actúa aumentando U_d con la corriente a cortar si el chorro es provocado por el arco, o es independiente de esta corriente si el chorro es provocado por medios mecánicos. Por supuesto, para que no haya reencendido, el segundo factor ha de ser más enérgico que el primero. Esta diferencia en la efectividad del chorro según su modo de producción es muy importante si se tiene en cuenta que el aparato puede tener que cortar

- 1) corrientes débiles inductivas, de bajo factor de potencia, como por ejemplo las de transformadores en vacío,
- 2) corrientes de carga más o menos importantes, generalmente inductivas y de factor de potencia más bien elevado,
- 3) corrientes mínimas de corto-circuito, inductivas, de bajo factor de potencia,
- 4) corrientes máximas de corto-circuito, inductivas, de bajo factor de potencia,
- 5) corrientes capacitivas, de bajo factor de potencia, como por ejemplo las de líneas largas en vacío o de condensadores.

Consideremos en primer lugar las corrientes inductivas.

Con aparatos donde el medio de extinción (chorro, soplado magnético) es producido por la corriente a interrumpir, el número de alternancias que dura el arco varía en sentido inverso al valor de la corriente cortada. Si se quisiera reducir mucho la duración del arco en corrientes débiles, el dispositivo de extinción por chorro, al cortar corrientes intensas, podría producir presiones internas demasiado fuertes, con los consiguientes problemas de construcción. En algunos modelos se resuelve la dificultad haciendo que el propio dispositivo limite la presión a cierto valor, en otros se utiliza un dispositivo auxiliar que provoca mecánicamente un chorro demasiado débil para influir en el corte de las corrientes importantes, pero suficiente para cortar rápidamente las corrientes muy débiles.

En los aparatos de chorro independiente, la duración del arco disminuye con la corriente. Si se quiere reducir esa duración para la corriente máxima de corto-circuito, se presenta la dificultad de que el corte de las corrientes muy débiles es demasiado violento y puede producirse considerablemente antes del pasaje natural de la corriente por cero, originando sobretensiones.

El corte de las corrientes capacitivas, como vimos en el parágrafo 1 del capítulo II, presenta particularidades especiales y puede ser difícil si no existe amortiguamiento de las oscilaciones propias.

A igualdad de velocidad de separación de los contactos, los aparatos de chorro provocado por el arco parecen ofrecer cierta ventaja en el corte de líneas largas en vacío. En efecto, siendo débiles las corrientes a cortar, la deionización es lenta, y por consiguiente el amortiguamiento natural es más importante, del mismo orden de magnitud que en los aparatos de ruptura libre. En los aparatos de deionización muy rápida aún para las corrientes débiles, se puede, si es necesario, aumentar artificialmente el amortiguamiento disponiendo resistencias convenientemente elegidas en paralelo con el arco.

Se han propuesto diversas teorías para explicar los resultados experimentales relativos a la extinción por medio del chorro y poder predeterminarlos.

La teoría de la difusión (*Slepian*) admite que los gases inyectados en el trayecto del arco o los gases y vapores provenientes de la descomposición por el arco de un medio líquido o sólido en contacto con aquél, forman, a causa de su turbulencia, zonas poco ionizadas mezcladas con partes fuertemente ionizadas y, al extinguirse la corriente, la difusión provoca inmediatamente una uniformización del grado de ionización, lo que aumenta la rigidez dieléctrica del conjunto. El enfriamiento desempeña un papel evidente, porque a la temperatura de la columna del arco en el instante en que la corriente pasa por cero (del orden de 4000° K) el grado de ionización térmica es sumamente sensible a la temperatura (ecuación de *Saha*). El aumento de la presión favorece la extinción, aumentando la rigidez dieléctrica del agente de extinción (gas o vapor) y sus propiedades refrigerantes.

La naturaleza del gas es importante; según *Suits*, los arcos en diversos medios gaseosos tienen las mismas propiedades eléctricas a las presiones para las cuales las pérdidas de calor por convección son las mismas; así, el nitrógeno a 110 atmósferas equivale al hidrógeno, el gas más ventajoso, a la presión atmosférica.

Según otra teoría, la del desplazamiento (*Prince*), al extinguirse el arco, el fluido fresco, líquido o gaseoso, va llenando el espacio entre electrodos, y si su espesor crece con rapidez suficiente como para resistir el campo eléctrico que se establece, el arco queda apagado. Esta teoría supone, pues, que los iones son «barridos» del espacio en que se forma el arco, y reemplazados por un dieléctrico sano.

En los disyuntores de agua, *Kesselring* trató primero de explicar la deionización por el enfriamiento debido a la expansión del vapor y por la condensación sobre las partículas electrizadas, que se vuelven demasiado pesadas para poder ser aceleradas por el campo entre

electrodos. Según *Slepian*, esta interpretación no es sostenible, porque 1) se puede observar la escasa influencia de la expansión sobre la temperatura del gas, 2) la elevada temperatura del vapor en el camino del arco impide la condensación, 3) difícilmente se explicaría la ausencia de sobretensiones importantes, ya que la expansión no está sincronizada para producirse cuando se anula la intensidad en el arco, etc.

La teoría de la difusión parece interpretar bien el proceso real. Se han hecho objeciones a la teoría del desplazamiento (*Slepian*), demostrando que no se puede formar una capa homogénea de fluido sano, y también observando, como más arriba, que aunque no se sincronice el barrido, no se constatan sobretensiones importantes, es decir, que la capa sana se forma, sin ninguna razón prevista por la teoría del desplazamiento, en el instante en que se anula la corriente. Pero la teoría del desplazamiento tiene cierto interés porque permite determinar el orden de magnitud de la velocidad mínima del fluido necesaria para producir la extinción. Si $v_{r\max} = U/t$ es la velocidad máxima de restablecimiento de la tensión transitoria y U/l es el campo eléctrico que puede soportar el dieléctrico a la frecuencia de la tensión transitoria de restablecimiento, la relación $(U/t)/(U/l) = l/t$ de la velocidad buscada. Esta conclusión ha sido verificada por *Prince* para el aceite y, aunque el funcionamiento del interruptor debe verificarse siempre por ensayos convenientes, la relación mencionada puede servir en ciertos casos de punto de partida al constructor.

6. Evolución de los interruptores de alta tensión en corriente alterna.

En las primeras instalaciones de corriente alterna de alta tensión, hacia 1890, se «aseguraba» la protección contra las sobreintensidades por medio de fusibles. Los interruptores utilizados para las maniobras ordinarias de explotación eran aéreos, del tipo de cuernos; el arco alcanzaba longitudes considerables, que obligaban a tomar precauciones especiales en la instalación. Las posibilidades de ruptura eran muy limitadas: se presentaban grandes dificultades para cortar 200 A bajo 3 kV. En la línea de Lauffen a Frankfurt, no se colocó ningún aparato del lado de la tensión más elevada (20 kV). La imposibilidad de emplear los aparatos de desarrollo libre del arco en el aire al aumentar la tensión y la potencia, dirigió a los constructores hacia las más diversas soluciones, de las cuales muchas, que no pudieron prosperar en esa época, se han realizado con éxito hace pocos años; en

efecto, ya en 1890 se habían sugerido el soplado magnético, el soplado por aire comprimido, el empleo del agua y del aceite, etc. Pero sólo dió buenos resultados la inmersión de los contactos en aceite (hacia 1895, *Brown, Ferranti, Partridge, Hewlett*), por extraña que pueda parecer a priori la idea de formar el arco en un medio inflamable. Evidentemente, no se tenía entonces una idea clara del principio de funcionamiento del aparato, pero por ejemplo el corte de 300 A bajo 6 kV, que en el aire y con desarrollo libre produciría un arco de 4 m de longitud, se hacía en aceite con dos arcos en serie de 10 cm cada uno.

Los interruptores de aceite fueron prácticamente los únicos empleados en corriente alterna de alta tensión hasta 1930 y, a pesar de las nuevas tendencias, siguen usándose mucho, especialmente en Inglaterra y Estados Unidos, donde recién ahora se trata de introducir los interruptores de aire comprimido.

El aceite como medio de extinción presenta siempre peligro de explosión, porque los gases provenientes de su descomposición por el arco forman una mezcla explosiva con el aire. Al principio los constructores no disponían de datos suficientes para el dimensionado de sus aparatos, por lo que, como consecuencia del aumento de potencia de las redes, se produjeron graves explosiones; la cuba del aparato cedía y el aceite se incendiaba, proyectándose fragmentos de fundición. Frente a la gravedad de esos accidentes, que ocasionaron incluso pérdidas de vidas, se presentó hacia 1910 la necesidad imprescindible de investigar sistemáticamente el funcionamiento de los interruptores. Dada la dificultad de realizar los ensayos necesarios en las redes existentes, los constructores instalaron laboratorios de gran potencia, provistos de un alternador especial capaz de suministrar, puesto en corto-circuito sobre el interruptor ensayado, corrientes tan elevadas como las que se encuentran en los corto-circuitos de las redes. El primer laboratorio de este tipo fué el de la A. E. G. (1916); actualmente existen en número considerable, pues casi todas las casas constructoras importantes poseen uno.

El hecho es que hacia 1916 se consideraba al interruptor en aceite como «uno de los puntos más peligrosos de la construcción electro-técnica». Parecía imposible construir interruptores capaces de cortar con toda seguridad las mayores corrientes de corto-circuito que se podían producir en las centrales; la solución debía consistir en la limitación de las corrientes de corto-circuito dividiendo la central y empleando bobinas de reactancia. Sin querer disminuir el interés que en casos particulares pueden ofrecer los medios de limitar las corrientes

de corto-circuito, se comprueba que los temores de los explotantes han sido injustificados, y los constructores, *gracias a los ensayos sistemáticos*, han convertido los interruptores de cualquier tensión y corriente cortada nominales en aparatos no sólo perfectamente seguros sino cada día más rápidos: la duración total de corte, que en los aparatos antiguos era del orden de medio segundo, en los aparatos modernos es de 8, 5 o 3 períodos sensiblemente, según el tipo de los mismos.

Como consecuencia de las graves explosiones mencionadas más arriba, ciertos constructores, conservando el principio de la «ruptura libre» (**fig. 63**), se orientaron hacia el aumento del recorrido y de la velocidad del contacto móvil, especialmente multiplicando el número de rupturas en serie, al mismo tiempo que reforzaron la cuba. Otros constructores preconizaron la cámara de explosión (**fig. 64**): con ella se quería en cierto modo «encerrar» el arco en una cámara muy resistente, para evitar las explosiones; el dispositivo resultó muy interesante, aunque por motivos completamente diferentes de los previstos. El incremento de la presión en el interior de la cámara aumenta la turbulencia; además, al salir de aquella el contacto móvil, la mezcla de aceite, gases y vapores frescos es proyectada sobre el trayecto del arco, provocando así una deionización eficaz. El corte de corrientes tan pequeñas que el aumento de presión debido a la presencia de la cámara es insignificante, se hace como en los interruptores de ruptura libre.

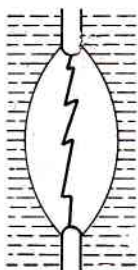


Fig. 63

Los ensayos sistemáticos, en laboratorios y en redes, permitieron hacer seguros tanto los aparatos de ruptura libre como los de cámara de explosión. Se han hecho numerosos perfeccionamientos en lo referente al problema de la repulsión de los contactos, muy grave en el caso de corto-circuitos de gran intensidad, especialmente en el cierre sobre un corto-circuito, y al problema del dimensionado de la cuba, en particular de la altura del aceite sobre los contactos y del volumen de aire sobre el nivel del aceite. Se eliminó el empleo de la fundición, por su fragilidad, reemplazándola por chapa de acero soldada o acero fundido. Para evitar el arco entre las fases, se adoptó, en tensiones elevadas, la disposición de cubas separadas y, en tensiones más bajas, la división por tabiques de la cuba única; los

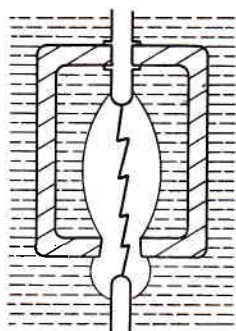


Fig. 64

tabiques de acero recubierto de placas aislantes refuerzan la cuba. Para evitar los arcos a la masa, se emplearon pantallas aislantes que recubren la cuba. Ciertos constructores dispusieron sobre la tapa una válvula de seguridad.

Durante algún tiempo se trató de aumentar el poder de corte mediante inserción de resistencias en serie con el arco, pero la solución no prosperó, ya que, en razón de la larga duración del arco, la resistencia tenía que ser de dimensiones excesivas. Posteriormente se la volvió a aplicar con éxito en aparatos neumáticos y autoneumáticos de corta duración de arco.

Se prosiguieron las investigaciones, no sólo con el fin de hacer seguro el funcionamiento y evitar las explosiones, sino también para poder comprender mejor el proceso de la extinción del arco. Se vió que en realidad sólo una mínima parte del aceite contenido en la cuba actúa en la extinción y que sin artificio especial el aceite se utiliza mal, porque la burbuja de gases y vapores que rodea al arco (fig. 63) impide una nueva descomposición. La ruptura libre de grandes intensidades se hace más fácilmente porque bajo la acción de las fuerzas electrodinámicas el arco se desvía en la burbuja y se aproxima a sus paredes, provocando la descomposición del aceite fresco (fig. 65): para grandes intensidades y tensiones moderadas (hasta 15 kV aproximadamente) se obtienen en ruptura libre duraciones del arco de 1 o 2 alternancias y duraciones totales de corte de 3 o 4 ciclos.

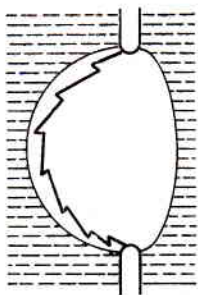


Fig. 65

En la cámara de explosión descrita más arriba se producen una agitación enérgica y un chorro de vapor y de aceite, pero el vapor y el aceite no son tan frescos ni dirigidos como sería de desear. Por ello surgen hacia 1930 los interruptores en aceite con «grilla deión» y los de «cámara de extinción con chorro de aceite», que constituyen un progreso muy importante. En los aparatos con «grilla deión», el arco, bajo la acción de un campo magnético intenso, se desplaza en una ranura, descomponiendo constantemente aceite fresco durante su desplazamiento. En los aparatos de cámara de extinción con chorro de aceite, un arco provoca aumento de presión en una parte de la cámara y, como consecuencia, proyección de aceite sobre otro arco, en serie con el primero y formado, sea con ligero retardo sobre aquél, sea simultáneamente; en otros modelos existe un solo arco por cámara, que dirige el chorro sobre su propio trayecto. Men-

cionemos también la «cámara de expulsión», diseñada hacia 1934, en la cual una evacuación previa del aceite es seguida por la proyección de un chorro de vapor y gas sobre el arco.

En todos estos dispositivos de control la energía necesaria para producir el chorro proviene del mismo arco, pero puede ser suministrada por una fuente exterior, obteniéndose mecánicamente el chorro de aceite, por medio de un pistón. Tal chorro mecánico se agrega a veces al autogenerado para acelerar el corte de las corrientes pequeñas.

Más adelante, nuevos modelos de «grillas deión» y de cámaras de chorro, con rupturas múltiples, han permitido el enorme progreso que representa la reducción a sensiblemente 0,05 s de la duración total de corte, para todas las corrientes de corto-circuito que pueden presentarse en las instalaciones modernas de muy alta tensión.

También hacia 1930 empezaron a realizarse industrialmente los interruptores de pequeño volumen de aceite y sin aceite, coronando con éxito largos años de investigación; con pocas excepciones, como el aparato «deión» en el aire (no confundirlo con el aparato «deión» en aceite, mencionado más arriba), estos esfuerzos se localizaron primero en el continente europeo; por motivos particulares, económicos (menor precio del aceite) y técnicos (mayores intensidades de corto-circuito) esta tendencia sólo se manifestó recientemente en Estados Unidos.

A pesar de los perfeccionamientos en la construcción de los interruptores de gran volumen de aceite, éstos presentan el serio inconveniente de que las dimensiones de la cuba crecen rápidamente con la tensión, y en las elevadísimas tensiones empleadas actualmente para el transporte de energía a gran distancia el interruptor se convierte en «unos contactos dentro de un mar de aceite»: con 220 kV se requieren alrededor de 50 toneladas de aceite para las tres cubas. Los aparatos auxiliares, para filtrar el aceite, llenar y levantar la cuba y desmontar el interruptor, se hacen onerosos. Pero es interesante observar que los interruptores de la línea de Boulder Dam, de 287 kV, la tensión más elevada empleada hasta el momento en el mundo, son en parte de gran volumen de aceite y en parte de volumen de aceite reducido.

Como hemos indicado, la mayor parte del aceite empleado no interviene en el proceso de ruptura y sólo sirve para asegurar la aislación; era, pues, lógico, tratar de separar ambas funciones. Desde tiempo atrás se pensaba en soportar la cámara de ruptura propiamente dicha con aisladores de cerámica y desde principios del siglo se fabricaban tales aparatos para tensiones y poderes de corte moderados; su

extensión a las tensiones y poderes de corte elevados sólo se hizo efectiva industrialmente hacia 1930, gracias a los progresos en la construcción de estos aisladores por un lado, y en el control del proceso de ruptura por otro: cuando el arco se extingue rápidamente la energía desprendida es suficientemente pequeña para admitir cámaras de extinción de dimensiones reducidas sin peligro de sobrepresiones excesivas ni de deterioración (carbonización) del aceite hasta el punto de exigir un cambio de líquido demasiado frecuente.

Los progresos mencionados permitieron además notables realizaciones en el dominio de los interruptores sin aceite. La eliminación del aceite es interesante porque su presencia misma constituye siempre un peligro latente de explosión. Se distingue entre los interruptores *de agua, de aire (neumáticos, autoneumáticos o de soplado magnético) y de gases sublimados*: los de aire son los más empleados, y todo parece indicar que están destinados a ir desplazando en el futuro a los otros tipos de interruptores, inclusive a los de aceite. Entre los interruptores sin aceite sólo los neumáticos se construyen para interior y exterior y todas las tensiones y poderes de corte nominales; los otros tipos se construyen únicamente para interior, tensiones nominales más o menos moderadas y, en general, poderes de corte nominales poco elevados.

En los interruptores de agua el arco se extingue en cámaras análogas a las de chorro de aceite. En las de construcción más corriente, al llegar el vapor de agua a una presión suficiente cede una junta elástica y el vapor se escapa a través del arco, produciendo una deionización intensa. En los Estados Unidos se realizaron también, muy recientemente, interruptores de chorro de agua análogos a los de chorro de aceite con dos arcos en serie.

En los aparatos de chorro de aire se inyecta aire a presión en el trayecto del arco, transversal o longitudinalmente. El aire puede ser suministrado por una instalación de aire comprimido o, en los aparatos que cortan corrientes pequeñas, simplemente por un pistón movido por el resorte de disparo; en el primer caso los aparatos reciben el nombre de neumáticos, y en el segundo, de autoneumáticos.

Se puede también distinguir entre aparatos con aire de soplado a alta y a baja presión; en estos últimos, y a veces también en los primeros, se facilita la ruptura por la inserción, efectuada por el mismo soplado, de una resistencia en serie con el arco.

La duración total de corte en los aparatos neumáticos es muy reducida; inclusive en muy altas tensiones, se llega a 0,05 s, como en los aparatos de corte más rápido en el aceite.

Los interruptores de soplado magnético pueden ser de arco muy subdividido, que se extingue entre placas de cobre paralelas donde se ve sometido a un rápido movimiento de rotación por acción de campos magnéticos: es el interruptor «deiön» en el aire ya mencionado. En otros aparatos con soplado magnético, el arco es desarrollado contra paredes aislantes. En los dos casos la energía del soplado es proporcionada por el propio circuito a cortar.

En los aparatos de gases sublimados, el arco se extingue por un chorro de gases que él mismo produce por sublimación de un cuerpo sólido, y que dirige sobre su propio trayecto (o sobre un segundo arco en serie). Los gases sublimados se emplean con éxito, desde antes de 1930, para extinguir el arco en los fusibles de expulsión; su aplicación a los interruptores data de 1937.

No consideramos aquí los interruptores en vacío, que no han recibido todavía aplicaciones industriales en alta tensión, pero mencionaremos los ensayos de *Sorensen* y *Mendenhall*, quienes han cortado corrientes del orden de 1000 A bajo tensiones del orden de 40 kV con interruptores cuyos contactos se separan en el vacío, produciéndose el corte en el primer pasaje de la corriente por cero.

Estudiaremos en el capítulo V los interruptores de aislación por aceite con ruptura libre y controlada y en el capítulo VI los de aislación por aisladores de cerámica, de aceite, agua, aire y gases sublimados. Notemos desde ya que la variedad de las realizaciones modernas basadas en el mismo principio es, en algunos casos, muy grande, por razones comerciales y porque se está todavía en el periodo de ensayos. Pero esta diversidad va desapareciendo en ciertos aparatos, como, por ejemplo, los neumáticos de interior, lo que constituye una buena prueba de que en estos interruptores el problema ya está resuelto.

7. Clasificación de los interruptores. Primera definición de algunas magnitudes características.

Entre los aparatos de alta tensión que abren o cierran los circuitos mediante contactos separables, se distinguen:

seccionadores: destinados a cortar o cerrar el circuito no recorrido por la corriente. No son automáticos, salvo si forman parte de los interruptores, en cuyo caso están a veces previstos para establecer una corriente determinada. El seccionamiento debe ser visible a distancia;

interruptores: destinados a establecer y cortar la corriente hasta

valores especificados, a voluntad o automáticamente en condiciones predeterminadas;

seccionadores de potencia: vale la misma definición que para los interruptores, siendo necesario que el seccionamiento sea visible a distancia. Como esta condición se cumple en muchos interruptores modernos, la separación entre los interruptores y seccionadores de potencia no es muy nítida: se diferencian en general por el poder de corte, que no suele pasar de 50 MVA en los seccionadores de potencia.

Los únicos aparatos que nos interesan aquí son los interruptores. Además de la clasificación ya vista, basada en el agente de extinción y su manera de actuar, los interruptores se caracterizan por su construcción, sus características eléctricas, su modo de cierre o apertura y su instalación. Muchos de los puntos que exponemos a continuación volverán a tratarse oportunamente con mayor detalle.

A. Clasificación según la construcción.

En forma general se distingue entre los interruptores *de interior*, destinados a servicio en el interior de los edificios, y los interruptores *de exterior*, destinados a servicio al aire libre.

Los dos tipos de interruptores, a igualdad de características eléctricas, se diferencian a simple vista porque: 1) en los aparatos de exterior los aisladores son de porcelana (o con envoltorio de porcelana) y de línea de fugas considerable, y en los aparatos de interior los aisladores no son de porcelana, o son de porcelana de línea de fugas mucho más reducida, y 2) en los aparatos de exterior las distancias de aislación en el aire son generalmente mayores y existe protección particular de las partes metálicas externas contra los agentes atmosféricos.

Constituyen categorías especiales de aparatos:

1) los interruptores para equipos industriales, de maniobra frecuente;

2) los interruptores con reenclavamiento automático.

Por otra parte, las condiciones particulares siguientes pueden requerir una construcción o protección especial de los aparatos:

- a) temperatura muy baja ⁽¹⁾ o superior a 40° C;
- b) alturas mayores de 1000 m;
- c) exposición a vapores, humos o polvos corrosivos, conductores o explosivos;
- d) vibraciones y choques;

(1) Las reglas no especifican su valor.

e) limitación excesiva del espacio o instalación anormal del aparato (p. ej. inclinación);

f) condiciones particulares de mantenimiento o de ciclo de trabajo exigido al aparato;

g) condiciones particulares de transporte.

En ciertos casos se utilizan aparatos protegidos, estancos o blindados. La protección o la estanqueidad dependen del agente contra el cual se actúa; en la construcción blindada ambas se aseguran por una envolvente metálica robusta. Se construyen también aparatos de otros tipos especiales, como ser «resistentes» a un agente, es decir, tales que este agente no produzca efectos destructivos rápidos.

Desde hace tiempo en Inglaterra, y más recientemente en el continente europeo, se emplean mucho los aparatos blindados de interior. Involucran una gran seguridad para el personal, ya que las piezas bajo tensión no son accesibles y se disponen cerrojos con facilidad; están protegidos, porque el blindaje es estanco al polvo, a la humedad, a la lluvia y aún a un fuerte chorro de agua; el lugar que ocupan es reducido, pues las piezas bajo tensión se aproximan al máximo (con frecuencia las distancias de aislación se reducen más utilizando aceite, compound, o piezas especialmente aisladas). Por el contrario, no permiten ver todos los detalles de la instalación, y el precio de los aparatos propiamente dichos aumenta. La **fig. 66** representa dos cabinas de un tablero blindado; la de la izquierda tiene un interruptor con comando eléctrico, en la posición «en circuito», y la de la derecha, un interruptor con comando manual, en la posición «fuera de circuito». El secionamiento es visible; se hace con ayuda de un carro especial (ver la **fig. 92** del capítulo V) que desplaza verticalmente el interruptor.

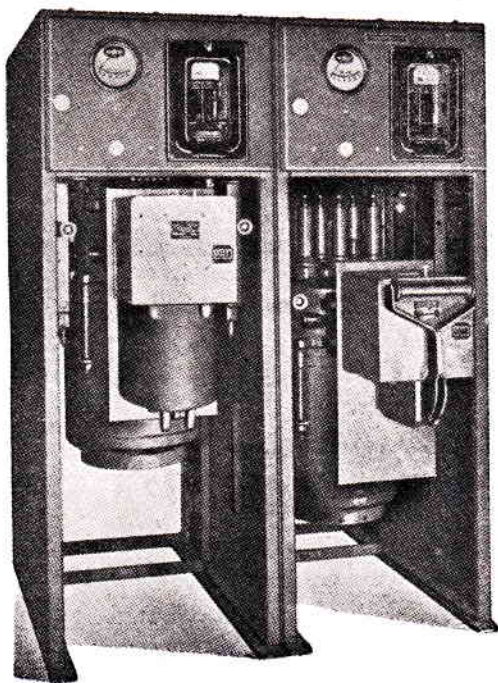


Fig. 66 - Clisé Als-Thom.

También se puede seccionar horizontalmente, sin intervención del carro: el interruptor se desplaza hacia el frente del tablero sobre unos rieles previstos especialmente.

Se construye también material blindado para instalaciones exteriores de tensión muy elevada (132 kV, A. Reyrolle Co.), de particular interés en la instalación de subestaciones exteriores de tales tensiones dentro de aglomeraciones, donde escasea el lugar. La descripción de este interesantísimo material está fuera del alcance de la presente obra.

Número de polos. — El interruptor se llama bi-, tri-, tetrapolar, etc., o de dos, tres, cuatro polos, etc., cuando tiene respectivamente dos, tres, cuatro, etc., circuitos principales, aislados eléctricamente entre sí pero accionados mecánicamente en forma simultánea. No obstante, hay casos especiales en que es posible el funcionamiento de cada polo por separado.

Los interruptores se llaman de cuba única o de cubas separadas, según tengan un recipiente para todos los polos, o uno por polo.

Salvo indicación especial, se suele entender que un interruptor bipolar se emplea en un circuito monofásico de dos hilos, un interruptor tripolar en un circuito trifásico de tres hilos, y un interruptor tetrapolar en un circuito difásico de cuatro hilos.

B. *Clasificación según las características eléctricas relativas a los circuitos principales.*

1. *Tensión nominal.* — Es el valor eficaz de la tensión para la que se construye el interruptor.

En la tensión nominal se basan los ensayos dieléctricos. En general se elige igual o inmediatamente superior a la tensión normal compuesta del circuito en el lugar en que debe instalarse el aparato.

2. *Frecuencia nominal.* — Es la frecuencia para la que se construye el interruptor.

Debe ser igual a la frecuencia del circuito en que se va a instalar el aparato. La frecuencia fija la duración de las alternancias, de modo que su variación excesiva puede afectar considerablemente el proceso de corte; también interviene algo en el calentamiento del interruptor.

3. *Corriente nominal.* — Es el valor eficaz de la intensidad de la corriente que el aparato debe soportar de manera permanente, a la tensión y la frecuencia de servicio nominales, sin sobrepasar los límites de calentamiento prescritos.

Las características anteriores forman la base de la determinación de los aparatos cuando funcionan en condiciones normales. Para responder a las exigencias relativas al funcionamiento en corto-circuito, se han definido las características que siguen.

4. *Poder de corte.* — Es la mayor corriente que puede cortar el interruptor bajo una tensión de restablecimiento determinada, en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento (véase el capítulo X para estas últimas).

Se está de acuerdo en considerar como *corriente cortada* por un polo el valor eficaz de la corriente en el instante inicial de la separación de los contactos, pero existe gran divergencia sobre si considerar el valor eficaz de la corriente *simétrica* (práctica frecuente europea) o el valor eficaz de la corriente total, *asimétrica*, comprendida la componente continua (práctica norteamericana), o las dos (C. E. I.). Discutiremos en detalle en el capítulo XI éste y otros problemas relativos al poder de corte; en los capítulos V y VI, donde describimos los diferentes interruptores realizados, precisaremos, cuando sea posible, si se trata del poder de corte simétrico o del asimétrico.

El poder de corte es *nominal* si la tensión de restablecimiento es igual a la nominal.

Frecuentemente se expresa el poder de corte, bajo una tensión de restablecimiento dada, por una cantidad, en kVA o MVA, que representa el producto de la corriente cortada, simétrica o asimétrica según el caso, por la tensión de restablecimiento (tensión nominal, si se trata del poder de corte nominal) y por un coeficiente igual a 1, si el circuito es monofásico, a 2, si es difásico, y a $\sqrt{3}$, si es trifásico. En ausencia de indicación especial sobre el número de fases, queda sobreentendido el circuito trifásico.

El producto que acabamos de definir tiene las dimensiones de una potencia, pero no corresponde a ninguna energía real gastada en el circuito, ya que la corriente y la tensión consideradas no existen en el mismo instante; particularmente la introducción del coeficiente función del número de fases no tiene sentido, y sólo responde a falsas analogías. Actualmente se tiende a indicar la tensión de restablecimiento y la corriente, y no la tensión y la pseudo-potencia; esta última, introducida antes del estudio profundo de los fenómenos de interrupción, parecía presentar interés porque reúne en un solo número dos factores que caracterizan el corte. Pero el producto de estos dos factores no basta por sí solo para caracterizar el aparato, y se debe especificar además la tensión de restablecimiento, de modo que su interés

real desaparece (1). Estamos obligados a conservarlo aquí porque ha sido consagrado por el uso y generalmente figura en los catálogos.

5. *Corriente establecida.* — Es el mayor de los valores de cresta de la corriente (comprendida la componente continua), establecida por el interruptor al cerrar sobre un corto-circuito. En el caso de corrientes que se establecen en varios polos, se considerará la mayor.

Esta definición es admitida en Europa y por la C.E.I.; en los Estados Unidos no se considera el valor de cresta sino el valor eficaz de la corriente total.

6. *Poder de cierre.* — Es la mayor corriente que puede establecer el interruptor, bajo una tensión de servicio dada, en condiciones especificadas de empleo y de funcionamiento (para estas últimas ver el capítulo X); el poder de cierre *nominal* corresponde a una tensión de servicio igual a la nominal.

En los Estados Unidos se suele distinguir su valor según que el interruptor deba enclavar o no.

7. *Sobreintensidad de pequeña duración admisible.* — Es el mayor valor eficaz de la corriente, I , que puede soportar el interruptor completamente cerrado, durante un intervalo de tiempo especificado $0 - t$, sin que el calentamiento suplementario (ni los efectos electrodinámicos) sean susceptibles de ocasionarle desperfectos; se elige $t = 1$ o 5 s.

Las reglas europeas y de la C.E.I. identifican I con el mayor valor admisible de I_{ot} , valor eficaz en el intervalo $0 - t$; las reglas estadounidenses identifican I con el mayor valor admisible de I_t , valor eficaz de la corriente total, en el instante en que la corriente alcanza el mayor valor de cresta si $t \leq 1$ s, o al cabo de un segundo, si $t = 5$ s.

8. *Ciclo de trabajo nominal.* — Es una serie determinada de operaciones de cierre y apertura, separadas por intervalos de tiempo especificados (para sus valores ver el capítulo X), que puede efectuar el interruptor bajo los poderes nominales de corte y cierre, sin daños excesivos ni necesidad de revisión.

9. *Duraciones relativas al funcionamiento.*

Duración de apertura. Es el tiempo que transcurre desde el ins-

(1) Sin embargo dicho producto, o el de la corriente cortada por la tensión de restablecimiento entre contactos, presenta cierto interés si se admite su constancia en una amplia zona de corrientes, propiedad que permite, por ejemplo, comparar la severidad de corte de diversas clases de defectos; volveremos oportunamente sobre este punto.

tante de la excitación del escape primario o secundario hasta el instante inicial de la separación de los contactos.

Duración del arco. Es el tiempo que transcurre desde el instante inicial de la separación de los contactos hasta que se extinguen los arcos en todos los polos.

Duración total de corte. Es la suma de la duración de apertura y de la duración del arco.

Duración de cierre. Es el tiempo que transcurre desde el instante de la aplicación de la fuente de energía empleada para el cierre hasta que se ponen en contacto los parachispas. Comprende la duración del funcionamiento de los contactores y relés intermedios que integran el comando.

C. *Clasificación según el modo de maniobra.*

El *cierre* de un interruptor puede hacerse a) por un comando *manual*, directo o a distancia, b) por un *comando eléctrico*, de solenoide o de motor, de corriente continua o alterna, en el que frecuentemente la fuente auxiliar de comando debe suministrar una corriente importante; c) por un *comando neumático*; d) por un *comando de acumulación*, de resorte, de volante o de contrapeso, donde la energía necesaria para armar el resorte, acelerar el volante o elevar el contrapeso puede ser suministrada en un tiempo relativamente largo, de modo que la fuente que la provee puede ser de pequeña potencia.

Es evidente que un poder de cierre garantido con un comando determinado y en condiciones determinadas (por ejemplo, la tensión de la fuente auxiliar) ya no puede garantizarse si se modifica el comando o las condiciones reales se alejan de las prescriptas más de lo que permiten las tolerancias admitidas.

La *apertura* de un interruptor puede hacerse a voluntad (directamente o a distancia) o automáticamente; los interruptores de apertura automática se llaman también «disyuntores».

Cuando el aparato está cerrado, posee siempre energía suficiente para su apertura y para la extinción del arco; la apertura se produce cuando el enclavamiento se suprime mecánicamente, por acción manual o por un dispositivo con electroimán llamado *escape*.

Se distinguen los escapes *primarios*, accionados por la corriente principal, y los *secundarios*, accionados por un transformador de medida conectado al circuito principal o por una fuente auxiliar de energía cuyo circuito es cerrado por un relé; en este último caso el escape se llama secundario «de emisión». Se concibe, pues, que en cuanto se produce un accidente en la línea, el escape se excita, directa o indirectamente, y hace disparar el interruptor. El disparo debe ser *libre*,

es decir, el aparato debe poder abrir por acción de los órganos de disparo automático cuando se cierra sobre un corto-circuito y, a menos de ser de reenclavamiento automático, no puede volver a cerrar, por más que se siga apoyando sobre el botón o la palanca de cierre; para volver a cerrar hay que interrumpir la maniobra de cierre y empezarla de nuevo. De esta manera se evita el *bombeo*, es decir, una rápida sucesión automática de cortes y cierres que destruiría el interruptor. El dispositivo de disparo libre es mecánico o, más raramente, eléctrico.

D. *Clasificación según el modo de instalación.*

Las instalaciones usuales son: en celda, sobre un macizo de hormigón, sobre chasis de hierros ángulo o caños, con o sin ruedas, sobre chasis-panel, sobre panel o sobre una pared.

Se entiende que, según el peso, el espacio ocupado, etc., del aparato, algunas de esas instalaciones son imposibles, pero, salvo el caso de aparatos muy pesados y de muy alta tensión, que se instalan directamente sobre macizos de fundación, se pueden adoptar, en principio, varias disposiciones.

CAPÍTULO IV

Estudio de las partes fundamentales comunes a diversos tipos de interruptores

Estudiamos aquí los siguientes puntos fundamentales comunes a todos o algunos tipos de interruptores:

- 1) los contactos fijos y móviles;
- 2) el mecanismo de la transmisión del movimiento a los contactos móviles; el estudio del movimiento de la parte móvil;
- 3) los medios de aislación; el aceite y los aisladores;
- 4) el escape.

I. Estudio de los contactos.

A. *Disposición de los contactos fijos y móviles.* — Vamos a exponer los principales sistemas adoptados en los diversos tipos de interruptores.

1) *Interruptores de aislación por aceite, de ruptura libre o controlada.* Salvo las excepciones que veremos a continuación, los contactos se tocan en el mismo plano horizontal. El movimiento de los con-

tactos móviles es, en general, una translación vertical, de arriba abajo en la apertura. En el caso más simple de dos rupturas por polo, el puente de los contactos móviles de cada polo tiene la forma de una U (**fig. 67 a**, **figs. 101, 102 y 108**), de un arco (**fig. 111**), de un segmento de recta (**figs. 96 y 103**), etc. En el caso de rupturas libres múltiples, el dispositivo puede ser, por ejemplo, el de la **fig. 67 b**, adoptado en el interruptor de la **fig. 93**. En el caso de rupturas controladas múltiples, los contactos pueden tocarse en varios planos horizontales, habiendo dos contactos fijos por cada plano y por cámara de extinción, reunidos por puentes de contactos móviles en forma de segmentos de recta (**fig. 117**); otro dispositivo consiste en una cadena de contactos pertenecientes al tipo de la **fig. 67 i**, dispuestos según una vertical en el interior de cada cámara de control (**figs. 113 y 116**).

En muy pocos casos (**fig. 119**) el movimiento del puente de contactos móviles es una rotación en el plano horizontal, esquematizado en la **fig. 67 c** para el caso de dos rupturas por polo.

2) *Interruptores de aislación por porcelana.*

a) *De aceite.* En algunos casos los contactos se tocan en el mismo plano horizontal y el puente de los contactos móviles tiene la forma de una U invertida, efectuándose el movimiento de apertura de abajo arriba, como en la **fig. 67 d**, correspondiente al aparato de la **fig. 121**. En general, sin embargo, los contactos se tocan en planos horizontales distintos, sea sobre la misma vertical, sea sobre generatrices diametralmente opuestas de un cilindro. En el primer caso (**fig. 67 e**) se dispone de una varilla vertical de contacto móvil, que para abrir se desplaza de abajo arriba en unos interruptores (**figs. 123, 130 y 133**), y de arriba abajo en otros (**fig. 125**). En el segundo caso la apertura se hace por rotación del puente de los contactos móviles alrededor de un eje vertical, como se puede ver en la **fig. 67 f**, que esquematiza los dispositivos de los interruptores de las **figs. 127 y 129**.

Por supuesto son posibles otras disposiciones; así, en el caso del aparato de la **fig. 136**, los ejes de todos los contactos están en el mismo plano horizontal, siendo el movimiento de apertura una translación (**fig. 67 g**).

b) *De agua.* El caso más común es el de la varilla móvil vertical, como en la **fig. 67 e**, que se puede apreciar en el aparato de la **fig. 138**; el movimiento de apertura es de abajo arriba. Existen, por supuesto, otros dispositivos, uno de los cuales se ve en la **fig. 139**.

c) *De aire bajo presión.* Se utilizan diversas soluciones: desplazamiento vertical de la varilla de contacto, esquematizado en la

fig. 67 e, aplicado en los aparatos de las **figs. 152 y 157** con movimiento de apertura de arriba abajo y en el aparato de la **fig. 151** con movimiento de apertura de abajo arriba; rotación del contacto móvil alrededor de un eje horizontal, como en la **fig. 67 h**, aplicado en el aparato de la **fig. 154**; disposición según la misma vertical de los contactos fijo y móvil, como en la **fig. 67 i**, aplicada en el aparato de la **fig. 143**; desplazamiento a lo largo de sus ejes en el plano hori-

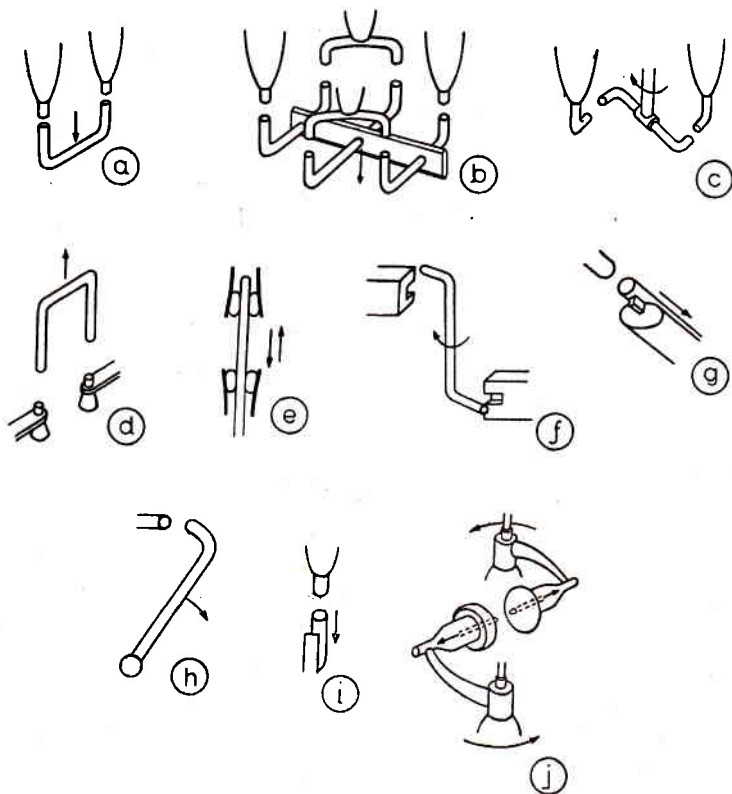


Fig. 67

zonal de los contactos, móviles los dos, a la vez que rotación alrededor de ejes verticales, esquematizado en la **fig. 67 j**, aplicado en el aparato de la **fig. 146**, etc.

d) *De aire con soplado electromagnético.* El movimiento del contacto móvil es de rotación alrededor de un eje horizontal, como en la **fig. 67 h**, aplicado en los aparatos de las **figs. 159, 160 y 161**.

e) *De gases sublimados.* El sistema utilizado es el de la **fig. 67 e** (apertura de arriba abajo) y corresponde al aparato de la **fig. 164**.

B. Tipos de contactos. — Los contactos son las partes del aparato que se gastan más rápidamente y, para aumentar la facilidad del cambio y disminuir el costo del mismo, se disponen con frecuencia dos clases de contactos en paralelo, los principales y los auxiliares o parachispas. Los contactos principales, previstos para soportar sin calentamiento anormal la corriente nominal del aparato y las sobreintensidades de pequeña duración admisibles, son los primeros en abrir y los últimos en cerrar, para evitar que el arco se forme en ellos; los auxiliares son los primeros en cerrar y los últimos en abrir, soportando el efecto de los arcos y chispas.

Se pueden distinguir:

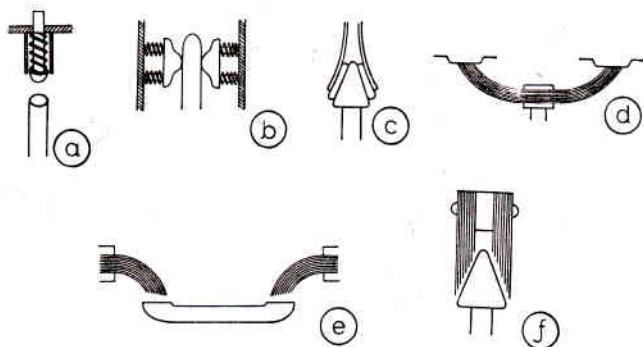


Fig. 68

1) Contactos que se tocan frontalmente: plano contra plano, semi-esfera o semi-cilindro contra plano, etc. (**fig. 68 a**), utilizados como contactos principales y como auxiliares. La presión está asegurada por resortes. Este contacto presenta la ventaja de que la separación es más rápida que en otros tipos, ya que sólo exige un desplazamiento muy reducido del contacto móvil; dicha ventaja es apreciable en los aparatos modernos de corte muy rápido.

Tales contactos se pueden ver en las **figs. 105, 106, 110, 113, 116, 117, 136, 143, 145, 147**, etc.

2) Contactos que cerrados se tocan lateralmente, utilizados como contactos principales y como auxiliares. Los contactos fijos son dedos, apretados por resortes contra el contacto móvil en forma de

a) cilindro macizo o tubo, esquematizado en la **fig. 68 b**, y que se puede ver en las **figs. 95, 104, 107, 109, 119, 122, 129, 131, 133, 138, 157, 164**, etc.

Es de notar que el cilindro móvil hace contacto por su superficie lateral en la posición cerrada y por su parte superior (cabeza) en el

instante inicial de cierre o de apertura, de modo que la cabeza del cilindro puede servir de para-chispas, siendo amovible (ver, por ejemplo, la **fig. 104**);

b) cuña, esquematizada en la **fig. 68 c**, que se puede ver en las **figs. 103, 108**, etc., y apreciar en detalle en las **figs. 69 y 70**. La **fig. 69** representa el contacto para-chispas solidario del contacto

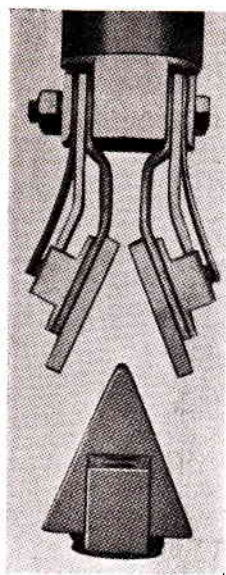


Fig. 69
Clisé General
Electric Co.



Fig. 70
Clisé General
Electric Co.

principal de la **fig. 70**, en la que puede ser apreciado a través del principal; los resortes de lámina que aseguran el contacto están shuntados por conexiones flexibles de cobre destinadas a conducir la corriente con una caída de tensión —o sea un aumento de temperatura— mínima.

Cada dedo está previsto para conducir una determinada intensidad nominal; para intensidades nominales mayores se disponen dedos en paralelo,

uno al lado del otro en los contactos de cuña y dedos (se pueden observar dos de ellos en la **fig. 70**), aumentando en consecuencia el ancho de la cuña o, simétricamente, alrededor del cilindro, en los contactos de cilindro y dedos.

Los contactos frontales y los laterales cilindro-dedos, por sus dimensiones transversales relativamente reducidas, se prestan particularmente bien para ser usados en las cámaras de extinción; en cambio, no pueden conducir intensidades nominales muy elevadas: en este caso dichos contactos se utilizan como para-chispas, acompañando a los principales, en forma de cuña y dedos (**fig. 108**) o de escobilla, examinados a continuación.

3) Contactos de escobilla, utilizados generalmente como contactos principales. Uno de los contactos es macizo, mientras que el otro

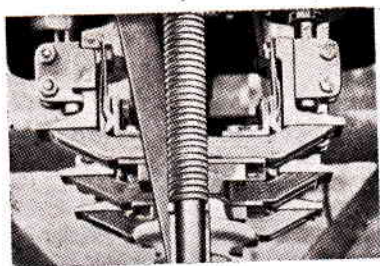


Fig. 71
Clisé Als - Thom

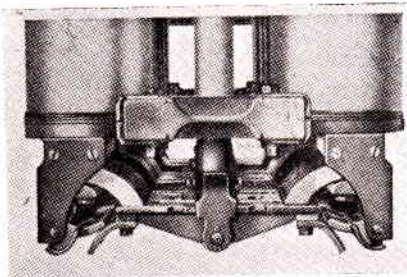


Fig. 72
Clisé Als - Thom

(escobilla) consiste en láminas superpuestas, que deben apoyar en forma individual, frontal o lateralmente contra el contacto macizo. En la construcción antigua el contacto de láminas era el móvil y el perfil de las láminas tenía la forma de media-elipse (**fig. 68 d**) o de línea quebrada (**fig. 71**); después se adoptó como contacto fijo el de láminas, y se le dió un perfil en forma de cuarto de elipse (**figs. 68 e y 72**), o de recta (**figs. 68 f y 73**). En efecto, la disposición de la **fig. 71** es defectuosa porque las partes inclinadas de la escobilla se repelen, lo que va en detrimento del contacto; en cambio la disposición de la **fig. 72** es correcta puesto que en este caso la repulsión de las escobillas mejora el contacto. En la **fig. 73** las dos partes de la escobilla se atraen.

El espesor de cada lámina está en general comprendido entre 0,3 y 0,5 mm; su ancho depende de la intensidad nominal del contacto y su largo de la forma del contacto fijo, plano en las **figs. 71 y 72**, cuña en la **fig. 73**. Es necesario determinar cuidadosamente el perfil de la escobilla en posición abierta, para que en posición cerrada las láminas ejerzan la presión deseada sobre el contacto fijo.

4) Contactos especiales, por ejemplo, los para-chispas solenoides, que se pueden apreciar en la **fig. 77**, y que pertenecen al tipo frontal.

Otra clasificación de los contactos se basa sobre la naturaleza del contacto de las piezas, supuestas perfectamente rectificadas e indeformables; se distingue así entre los contactos de superficie (plano contra plano), de línea (semi-cilindro contra plano o semi-cilindro) y de punto (semi-esfera contra plano, etc.).

En general la articulación de las partes móviles del contacto fijo permite un ligero desplazamiento en sentido lateral, para que estas partes puedan ajustarse lo mejor posible contra el contacto móvil.

Es necesario estudiar particularmente el movimiento que adquie-

ren las partes móviles del contacto fijo como consecuencia del choque con el contacto móvil; a veces se agregan a estas partes amortiguadores para asegurar un funcionamiento correcto.

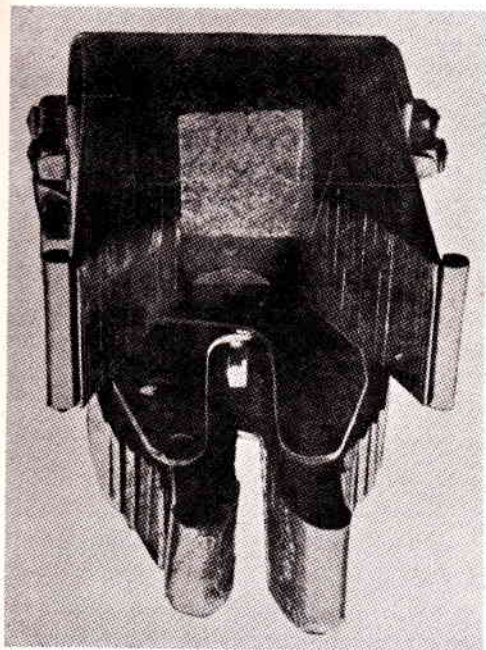


Fig. 73
Clisé Merlin - Gerin

En alta tensión todas las partes salientes están rodeadas por pantallas metálicas redondeadas, para evitar los efluvios causados por las concentraciones del campo eléctrico. En el caso de los contactos fijos, estos paraefluvios (**fig. 95**) desempeñan también el papel de para-chispas.

Los problemas planteados por los contactos son, principalmente, de orden térmico y electrodinámico; los vamos a considerar sucesivamente.

C. Efectos térmicos. — Calentamiento de los contactos. Para que el calentamiento no pase de los límites convenientes, la caída de tensión provocada por la corriente nominal en el contacto debe ser inferior a cierto valor, y las dimensiones de las piezas deben ser suficientes para asegurar la evacuación de calor necesaria, inclusive durante los sobrecalentamientos de corta duración debidos a los cortocircuitos. El medio ambiente ejerce, por supuesto, una influencia importante; la densidad de corriente admisible, δ , es mayor para los contactos en aceite que en el aire; los valores de δ van disminuyendo cuando crece la intensidad nominal. La caída de tensión, a igualdad de intensidad de corriente, disminuye cuando crece la presión del contacto.

Salvo para intensidades nominales muy elevadas, las condiciones de resistencia mecánica imponen dimensiones térmicamente suficientes.

Un inconveniente de los contactos usuales, de cobre y a veces de latón, consiste en que la caída de tensión en el contacto aumenta bastante rápidamente con el tiempo de servicio, a causa de la oxidación. Se ha obtenido una mejora considerable planteando todas las super-

ficies de contacto propiamente dicho y las láminas que traen la corriente a los contactos principales; a veces se recubren también los para-chispas con una capa de aleación especial de plata, resistente al arco.

Picaduras y soldaduras. Los estudios sistemáticos han demostrado que si se hace crecer progresivamente la corriente que atraviesa dos piezas en contacto, existe cierto valor I_p de esta corriente, para el cual se empiezan a producir picaduras, índice de una fusión local que todavía no es capaz de producir la soldadura. Tales picaduras se pueden observar claramente en los dedos del contacto para-chispas en la **fig. 73**. Al aumentar más todavía la intensidad de la corriente, para un valor 1,2 — 1,3 I_p , se observan picaduras profundas y extendidas sobre la superficie, que van acompañadas de soldaduras.

Las intensidades de picadura y de soldadura crecen con la presión ejercida sobre el contacto; por lo tanto, cuando el contacto móvil toca el fijo debe existir ya cierta presión, obtenida por resortes especiales o, más raramente, sólo por la elasticidad propia del contacto fijo. Pero esta presión no debe ser demasiado elevada, porque si se produce la soldadura, el esfuerzo necesario para separar las piezas será tanto más elevado cuanto mayor haya sido la presión durante la soldadura. La velocidad del contacto móvil constituye un factor importante, ya que a igualdad de presión la corriente de picadura crece con la velocidad.

D. Esfuerzos electrodinámicos. — Los esfuerzos electrodinámicos han dado origen a muchos accidentes, especialmente durante el cierre del aparato sobre un corto-circuito, ya sea ensayando un reenclavamiento, ya sea en la ignorancia del defecto.

Al efectuarse el cierre, cuando los contactos se aproximan suficientemente, se perfora el dieléctrico saltando una chispa: la corriente empieza a pasar antes que haya contacto metálico, que sigue a la chispa muy rápidamente. El contacto empieza así en uno o varios elementos de superficie y sigue en la misma forma aún después de establecerse el contacto metálico, por bien rectificadas que parezcan las superficies, de modo que la repartición de las líneas de corriente es siempre tal que se manifiestan esfuerzos de repulsión. La **fig. 74** representa esquemáticamente esa repartición: en las dos piezas en contacto las líneas de corriente admiten componentes en un plano para-

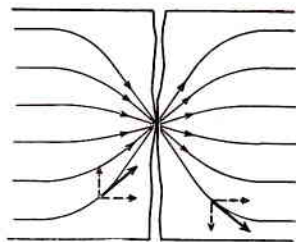


Fig. 74

lelo al de contacto, y esas componentes, dirigidas en sentidos contrarios, producen una repulsión; ésta es prácticamente inevitable, aún en los contactos cuya forma es tal que teóricamente todas las líneas de corriente son paralelas entre sí y normales a la superficie del contacto. En realidad, la repulsión casi no depende de la forma de los contactos, y es sólo función del diámetro d de las pequeñas superficies, supuestas circulares, que realmente conducen la corriente. En general d es igual a 1 — 2 mm; se puede escribir, según las experiencias de *Clerc*, para un valor eficaz I de la corriente comprendido entre 50 y 400 A,

$$F = 1,57 \mu_0 I^2 \log_{10} (0,06/d) \quad \text{U. Giorgi} \quad (1)$$

donde μ_0 es la permeabilidad del vacío.

Consideremos el cierre del interruptor sobre un corto-circuito. Si las fuerzas de repulsión entre contactos y sobre el puente de los contactos (ver el párrafo 3) son suficientes, los contactos, que acaban de tocarse, se separan; se produce un arco que, por una parte, quema los contactos y, por otra, descompone el líquido o el sólido sublimable en los interruptores que los contienen. Al continuar actuando la fuerza de cierre, los contactos pueden volverse a tocar y eventualmente soldarse, todos o en parte, en una o en varias de las rupturas en serie. La soldadura puede impedir que termine el cierre, y si el esfuerzo ejercido es suficiente, los dedos de contacto se pueden romper; también puede hacer imposible el disparo del aparato cuando actúan los relés, a pesar del dispositivo de disparo libre.

En los aparatos de aislación por aceite con puente de contactos móviles del tipo de la **fig. 67 a** o **b**, puede ocurrir que la soldadura tenga lugar de un solo lado, quedando inclinado el puente de los contactos; en estas condiciones los arcos en la o las rupturas restantes en serie pueden desprender una cantidad de gases suficiente para provocar una explosión, sea por la sobrepresión interior provocada (explosión primaria), sea porque la mezcla explosiva formada por esos gases con el aire que está bajo la tapa se enciende por alguna causa independiente del fenómeno estudiado, por ejemplo por una chispa a lo largo de un aislador de paso (explosión secundaria). Aún si el aparato llega a disparar, los gases desprendidos por los arcos entre contactos, que se suman a los gases del corte propiamente dicho, pueden provocar la explosión.

Los fenómenos pueden ser análogos si el aparato está cerrado al producirse el corto-circuito, pudiendo haber soldadura parcial o total de los contactos, y desprendimiento de gases en los aparatos con aceite,

si los contactos se separan intempestivamente por repulsión. Sin embargo este caso es mucho menos peligroso que el de cierre sobre un corto-circuito, porque esta vez las fuerzas de repulsión sobre el puente de los contactos no constituyen un inconveniente; además la corriente en los para-chispas, en paralelo con los contactos principales, es relativamente reducida comparada con la corriente total que atraviesa los para-chispas en el cierre sobre un defecto.

Los numerosos accidentes ocasionados por la repulsión de los contactos justificaron las investigaciones sistemáticas que permitieron resolver el problema. La **fig. 75** representa los oscilogramas del cierre de un interruptor sobre un cortocircuito con contactos ordinarios (arriba) y solenoides (abajo) respectivamente. En el oscilograma de arriba se observa primero la parte «a», donde se origina el arco entre los contactos, teniendo la caída de tensión el aspecto característico; se observa una región de corriente nula. En la parte «b» del mismo oscilograma, los contactos están soldados: la corriente y la caída de tensión se vuelven sinusoidales, siendo esta última muy pequeña, como corresponde con los contactos soldados. En el oscilograma de abajo no hay arco; la tensión se establece al pequeño valor correspondiente a la caída de tensión en el interruptor con contactos normalmente cerrados.

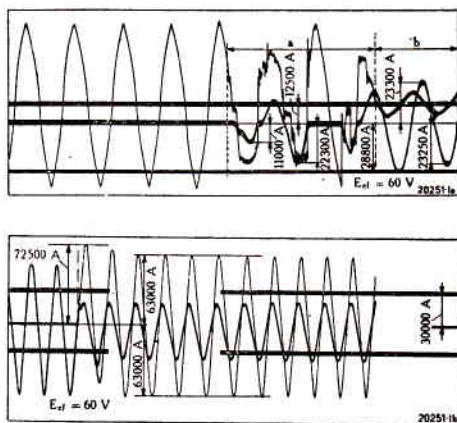
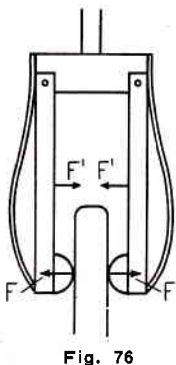


Fig. 75
Clisé Brown - Boveri



Se puede compensar la fuerza de repulsión por medio de fuerzas electrodinámicas de atracción entre elementos del contacto fijo, o entre los contactos fijo y móvil. Consideremos la **fig. 76**: el contacto es doble, de un lado y otro de la pieza móvil; las fuerzas F' de repulsión de los contactos están compensadas por la atracción F'' entre las láminas del contacto fijo que, al menos teóricamente, conducen cada una la mitad de la corriente total. Se concibe que para cierto valor de la relación entre la longitud de las láminas y su separación, la repulsión queda prác-

ticamente compensada; tales contactos se llaman «adinámicos». Por supuesto la eficacia de la compensación depende de la repartición conveniente de la corriente entre los contactos en paralelo, y sólo es real en los contactos bien contruídos y si no están quemados.

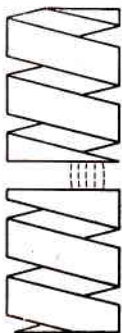


Fig. 77

Se obtiene una atracción entre los contactos fijo y móvil en los para-chispas solenoides de Brown-Boveri, utilizados para intensidades sumamente grandes, hasta de 160 kA (fig. 77). Estos contactos, formados por algunas espiras de cobre macizo enrolladas en el mismo sentido, se atraen, y la fuerza de atracción, cuyo valor se puede regular obrando sobre el número de espiras y sus dimensiones, puede compensar la fuerza de repulsión, ya sea la de los contactos solos, ya sea, parcialmente, la que se ejerce sobre el puente de los contactos móviles.

2. Mecanismo de la transmisión del movimiento a los contactos móviles.

El movimiento puede transmitirse a los contactos de diversas maneras.

En los interruptores de aislación por aceite conviene distinguir entre aparatos multipolares de cuba única y de cubas separadas. En los aparatos de cuba única los puentes de los contactos móviles pueden estar separados o soportados por un travesaño; en el primer caso el mecanismo actúa directamente sobre los puentes de los diversos polos, cuyo movimiento es, en general, simultáneo, si bien en ciertos casos el movimiento del puente de cada polo es independiente del de los otros polos; en el segundo caso el mecanismo actúa sobre el travesaño y el movimiento de todos los puentes es forzosamente simultáneo. Los aparatos de cubas separadas están en el mismo caso que los de cuba única y puentes separados; los travesaños, si bien pueden existir en cada polo (fig. 93), no ligan, por supuesto, los puentes de los diversos polos.

La transmisión del movimiento se hace, limitándonos al caso en que el movimiento de los contactos móviles es una translación en el plano vertical ⁽¹⁾:

(1) Los dispositivos de transmisión son igualmente simples en los casos poco frecuentes en que el movimiento de los contactos es una rotación en el plano horizontal. El movimiento de la varilla vertical que lleva el puente de los contactos móviles es de rotación alrededor de su eje (fig. 67 c); para obtener esta rotación a partir de la del árbol horizontal de transmisión se puede, por ejemplo, utilizar un acoplamiento por engranajes cónicos.

1) por palancas articuladas. En la **fig. 78 a** representamos uno de estos dispositivos: el árbol de transmisión *A* hace girar la manivela *Aa*, articulada con la palanca *ab*, que a su vez hace girar la palanca *bc*, móvil alrededor del eje horizontal *B*, normal al plano de la **fig. 78 a**, de acuerdo con el detalle que se ve en la **fig. 78 b**. La palanca *bc* está articulada en *c* a la palanca *de*, cuyo extremo derecho *d* se desplaza en una corredera horizontal normal al eje *B*. En su otro extremo *e* la palanca *de* está articulada a la varilla de maniobra *v* que desplaza el puente de los contactos móviles *o*, eventualmente, el travesaño que lleva los puentes de los contactos móviles.

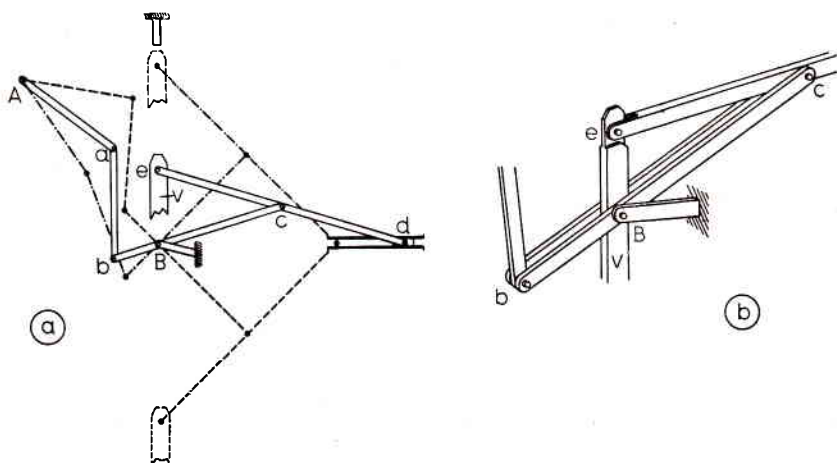


Fig. 78

Es evidente que si las longitudes *ec*, *cd* y *Bc* son iguales, el punto *e* se desplaza sobre la vertical que pasa por *B*, es decir, el movimiento teórico de la varilla de maniobra es de translación según su eje. En trazo punteado indicamos en la **fig. 78 a** las posiciones extremas de las palancas, correspondientes a las posiciones abierta y cerrada del interruptor;

2) por bielas y manivelas. El dispositivo está esquematizado en la **fig. 79**: el movimiento de rotación del árbol de transmisión 1 es transformado, por medio de las manivelas y de las bielas 2 articuladas al travesaño 3, en un movimiento de translación de este último, que lleva los puentes de los contactos móviles; hay patines que guían el travesaño entre las varillas 4; 5 son los resortes de disparo;

3) más raramente, por piñones montados sobre el árbol principal y cremalleras montadas sobre las varillas de maniobra;

4) a veces, por una varilla flexible especial que actúa tanto por tracción como por compresión; con este dispositivo se suprime, por supuesto, el árbol de transmisión.

En los aparatos de aislación por porcelana se emplea en general la transmisión por palancas articuladas. Se pueden observar tales dispositivos

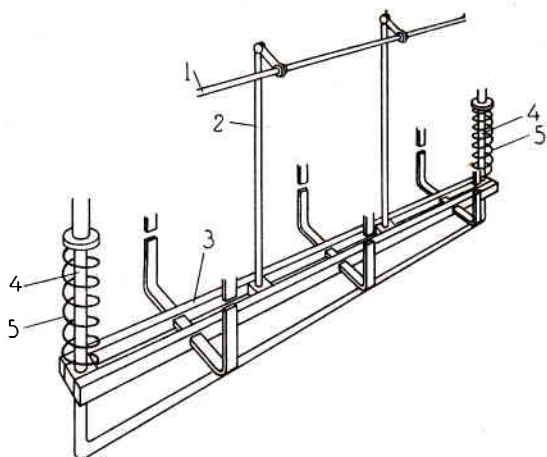


Fig. 79

en las **figs. 123, 125** (que se comparará con la **fig. 78 a**), **143, 153, 161** y otras.

Cualquiera que sea el sistema empleado, el interruptor cerrado posee siempre la energía potencial necesaria para su disparo, debida a la gravedad, a los resortes, o a los dos.

3. Estudio del movimiento de la parte móvil.

Consideremos primero la apertura. La parte móvil del interruptor debe abrir sola, sin arrastrar consigo la parte motriz del comando (ver el capítulo VII).

Las fuerzas o pares a considerar son

- a) la acción de los resortes de disparo;
- b) las fuerzas debidas a un fluido bajo presión;
- c) la gravedad; su acción depende de la disposición del órgano móvil. Como vimos en el parágrafo precedente, el movimiento del porta-contacts puede ser tal que la acción de la gravedad es motriz (dispositivos **a, b, e** si la apertura se hace de arriba abajo, **h e i** de la **fig. 67**), nula (dispositivos **c, f, g y j**) o resistente (dispositivos **d y e** si la apertura se hace de abajo arriba);

d) esfuerzos electrodinámicos. En los aparatos multipolares de cuba única es necesario considerar la acción de las corrientes en todas las fases; examinaremos este caso más adelante. En los aparatos multipolares de cubas o cámaras separadas, la distancia entre polos es, en general, tal que basta considerar sólo la acción del circuito de cada polo sobre su parte móvil; esta acción depende de la variación

del coeficiente de self-inducción L del circuito con el movimiento de la parte móvil; para una translación dx la fuerza instantánea es $f = 1/2 i^2 dL/dx$, y para una rotación $d\theta$ el par instantáneo es $c = 1/2 i^2 dL/d\theta$. En los dispositivos **e**, **g** e **i** de la **fig. 67** la acción electrodinámica es nula, porque la superficie abrazada por el bucle que forma el circuito del polo no varía cuando se desplaza el contacto o la varilla móvil. Se sobreentiende que el circuito está cerrado por el arco; las fuerzas electrodinámicas que actúan sobre el arco no entran en consideración para el estudio del movimiento de la parte móvil, si bien pueden tener repercusiones indirectas;

e) fuerzas de inercia y de amortiguamiento. La carrera comprende una parte, un poco superior a la mayor longitud del arco, que debe ser recorrida con el menor amortiguamiento posible, y otra, cuya longitud se determina por consideraciones de aislación en la posición abierta, donde se hace el frenado de la parte móvil para evitar un choque al final del recorrido. El frenado se efectúa por medio de los amortiguadores; se proyectan los resortes de disparo de modo que ejerzan una fuerza pequeña o nula cuando se llega a los amortiguadores.

Los amortiguadores deben estar colocados lo más cerca posible del centro de gravedad de las masas en movimiento; pueden estar constituídos por cilindros con aire o aceite, que es expulsado a través de un orificio por un pistón solidario al sistema móvil, produciendo una fuerza de amortiguamiento sensiblemente proporcional a la velocidad; en algunos casos se agregan resortes en los cilindros. A veces se utilizan solamente resortes de frenado, de preferencia del tipo en espiral con espiras muy próximas para obtener un amortiguamiento adicional por el paso del aceite entre las espiras, ya que sin ese amortiguamiento las oscilaciones al final de la carrera podrían ser exageradas.

En el caso de cierre, además de las fuerzas a), c), d) y e) actúa la fuerza motriz del comando; por supuesto los valores de las diversas fuerzas pueden ser distintos que en la apertura; en particular, las acciones de los resortes de disparo, de la gravedad y electrodinámicas, de motoras pasan a ser resistentes y vice-versa.

A título de ejemplo examinaremos más a fondo el caso de un interruptor tripolar, de aislación por aceite, de cuba única, de dos rupturas por polo, con transmisión de movimiento por biela y manivela.

Consideremos primero el caso del disparo. Las fuerzas que actúan sobre el travesaño, abstracción hecha de las debidas a la agitación del aceite provocada por los arcos, son:

a) la acción de los resortes de disparo: $C(f - x)$, donde f es la flecha inicial del resorte y C la fuerza del resorte por desplazamiento unitario;

b) la gravedad: mg , donde m designa una masa equivalente que supondremos constante. En realidad, como hay piezas en rotación, una parte del efecto de la gravedad depende del desplazamiento del travesaño, x ;

c) las acciones electrodinámicas. Su determinación exacta exige la consideración del circuito total, comprendidos los conductores de conexión exteriores al interruptor ⁽¹⁾, pero prácticamente basta considerar sólo los conductores de este último. Designemos por r el radio de los conductores (fig. 80), por a la distancia entre los conductores verticales del mismo polo, de altura h , y por b la distancia entre los planos de simetría de los conductores de dos polos próximos. Sean i_1 , i_2 e i_3 las corrientes en las tres fases; la acción F_{pp} ($p = 1, 2, 3$) de los conductores verticales de la misma fase sobre el conductor horizontal que los une, así como la F_{qp} ($q = 1, 2, 3 \neq p$) de los conductores verticales recorridos por la corriente i_q sobre el conductor horizontal recorrido por la corriente i_p , rechazan dicho conductor para aumentar el flujo abarcado por el circuito p . Se tiene

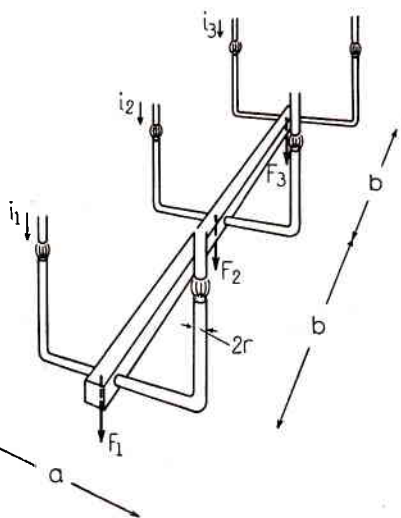


Fig. 80

$$F_{pp} = 2\mu_0 i_p^2 \log_e \left\{ \frac{(a/0,78r) [(h + \sqrt{h^2 + (0,78r)^2}) / (h + \sqrt{h^2 + a^2})]}{1} \right\} \quad (2)$$

Se ve que F_{pp} depende de h , es decir, varía algo con el desplazamiento del puente de los contactos móviles. En general $4h^2 \gg a^2$, de modo que la relación (2) se simplifica, reduciéndose a

$$F_{pp} = 2\mu_0 i_p^2 \log_e (a/0,78r) \quad (2a)$$

⁽¹⁾ Sin esta precaución las diversas fórmulas que se pueden utilizar dan resultados ligeramente distintos.

Por otra parte, suponiendo $r \ll a$ y b , y $h^2 \gg a^2$ y b^2

$$F_{ap} = \mu_0 i_p i_q \log_e [1 + (a/l)^2]$$

donde $l = b$ o $l = 2b$ según se trate de circuitos próximos o extremos, respectivamente. La fuerza total sobre la parte horizontal del circuito 1, aplicada al travesaño al nivel del puente de los contactos móviles de este circuito, es $F_1 = F_{11} + F_{21} + F_{31}$; análogamente $F_2 = F_{11} + 2F_{21}$, y $F_3 = F_1$. Durante un corto-circuito las corrientes i_1 , i_2 e i_3 comprenden, en general, una componente continua, una componente alterna permanente y dos componentes alternas transitorias; las fuerzas F_1 , F_2 y F_3 comprenden, pues, un término aperiódico y términos sinusoidales de pulsaciones ω y 2ω . En el caso general no sólo la magnitud, sino también el punto de aplicación de la fuerza resultante única, F , varían con el tiempo.

Durante el corte es necesario distinguir entre el intervalo en que existen todos los arcos, el intervalo en que el primer arco está apagado y el intervalo en que todos los arcos están apagados: la fuerza F sufre una variación considerable al apagarse el primer arco en los defectos trifásicos y entre dos fases con tierra, y desaparece al apagarse todos los arcos.

d) inercia y amortiguamiento. Admitiremos que las fuerzas de inercia y amortiguamiento se representan por $m d^2x/dt^2$ y $A dx/dt$ respectivamente.

La ecuación del movimiento es

$$\frac{d^2x}{dt^2} + \frac{A}{m} \frac{dx}{dt} + \frac{C}{m} (x - f) = g + \frac{F}{m} \quad (4)$$

recordando que la fuerza F se modifica bruscamente cada vez que se apaga uno o dos de los arcos, y que al llegar a los amortiguadores varía bruscamente el coeficiente de amortiguamiento A y a veces aparece una nueva fuerza resistente. Por lo tanto es necesario dividir el movimiento en distintas partes y estudiarlo separadamente en cada una de ellas, lo que dentro de las aproximaciones admitidas no presenta ninguna dificultad teórica; las condiciones finales de una parte son las iniciales de la siguiente. Consideremos la primera parte. Las condiciones iniciales son $(x)_0 = 0$, $(dx/dt)_0 = 0$, y como el régimen forzado teórico está definido por $x_f = f + (mg + F)/C$, las condiciones iniciales del movimiento propio se escriben

$$(5) \quad (x_p)_0 = - \left[f + \frac{(mg + F)}{C} \right] \quad \text{y} \quad \left(\frac{dx_p}{dt} \right)_0 = 0 \quad (6)$$

El movimiento queda así completamente definido:

$$x = x_f + \frac{(x_p)_0 w_0}{b''} e^{-bt} \operatorname{sen}(b''t + \varphi) \quad (7)$$

donde $b = \alpha \omega_0$, $b'' = \omega_0 \sqrt{1 - \alpha^2}$, $\varphi = \operatorname{arctg} b''/b$, con $\alpha = A/2 \sqrt{mC}$ y $\omega_0 = \sqrt{C/m}$. Supusimos que el movimiento es periódico, ya que en esta fase del funcionamiento el amortiguamiento es débil.

La velocidad es

$$\frac{dx}{dt} = \left(f + \frac{mg + F}{C} \right) \frac{w_0^2}{b''} e^{-bt} \operatorname{sen} b''t \quad (8)$$

y depende de F , es decir, del valor de las corrientes de corto-circuito. La relación anterior sólo vale mientras no se extingue el primer arco, cuya duración también depende del valor de las corrientes de corto-circuito. Después se presenta una nueva expresión de la velocidad, eventualmente otra al extinguirse el o los últimos arcos, y finalmente otra al llegar a los amortiguadores.

Aún haciendo abstracción del período de frenado, se ve que es difícil hablar de velocidad «media» de ruptura. A los efectos de la caracterización de los interruptores se podría considerar la velocidad máxima en ausencia de corriente y suponiendo nulo el amortiguamiento; se indicaría

$$\left(\frac{dx}{dt} \right)_{\max} = \left(f + \frac{mg}{C} \right) \sqrt{\frac{C}{m}} \quad (9)$$

completando este valor con los de F/mg y F/Cf , donde F se calcularía para la corriente cortada nominal. Según el caso F/Cf puede ser pequeña o importante; en el último caso contribuye considerablemente a la aceleración del travesaño.

Estudiemos ahora el cierre.

En la parte de la carrera en que todavía no se ha establecido la corriente, pero ya existe la compresión del resorte de disparo, la ecuación del movimiento se escribe

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{A'}{m'} \frac{dx}{dt} + \frac{C}{m'} x = \frac{F_m}{m'} - g \quad (10)$$

donde m' designa la masa equivalente de las piezas en movimiento, tanto del interruptor como del comando y de los órganos de unión;

A' es el nuevo valor del coeficiente de amortiguamiento; F_m es la fuerza motriz transmitida a m' desde el comando.

En cuanto se establece la corriente, el segundo miembro de la ecuación se transforma en $(F_m - F)/m' - g$, donde la fuerza total electrodinámica F puede ser importante, dado que siempre existe la posibilidad de cierre sobre un corto-circuito. Se concibe, pues, que los esfuerzos electrodinámicos deben tenerse en cuenta para la determinación de la fuerza motriz del comando a elegir; si F_m es insuficiente, puede no llegarse a enclavar. La elección del comando no es la misma según que el aparato deba enclavar o no; en este último caso lo único que se desea es que los contactos, sin soldarse ni picarse excesivamente, se toquen el tiempo necesario para que actúe el disparo del mismo u otro interruptor.

Así, pues, la repulsión electrodinámica del travesaño, que en el disparo es en general una ventaja, puede ser un serio inconveniente en el cierre, cuando es excesiva. Por eso se ha preconizado a veces una compensación electrodinámica; ya vimos que los contactos solenoides (fig. 77) pueden ser una solución. A título informativo indiquemos otra solución, que consiste en dar a los contactos una forma especial (fig. 81), parecida a la que ha sido propuesta para los seccionadores, en los que el problema de la repulsión es análogo: la repulsión entre los elementos horizontales de los porta-contacts fijos y del puente de los contactos móviles compensa la ejercida sobre dicho puente por los conductores verticales del aparato. Pero tal dispositivo complica mucho la construcción. Normalmente los dispositivos de compensación de los esfuerzos electrodinámicos sobre los puentes de los contactos móviles son innecesarios.

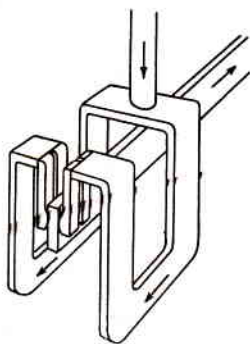


Fig. 81

4. Los medios de aislación.

En los interruptores de gran volumen de aceite se asegura la aislación por:

- 1) el aire,
- 2) el aceite,
- 3) los aisladores de paso,
- 4) las bielas o palancas aislantes, que transmiten el movimiento al travesaño móvil o a los puentes de los contactos móviles,
- 5) el travesaño aislante que soporta los puentes de los contactos

móviles de las diversas fases en los aparatos multipolares de cuba única o de la misma fase en cada polo de los aparatos de cubas separadas,

6) las pantallas y separadores aislantes auxiliares, los aisladores soporte eventuales, etc.

Se ve que el nombre de aparatos de aislación por aceite, dado a estos interruptores, no debe tomarse demasiado literalmente, pues sólo se refiere a una característica importante de la aislación de los mismos.

La construcción de cada uno de los tipos de aparatos que prescindan del aceite como medio de aislación varía bastante según el

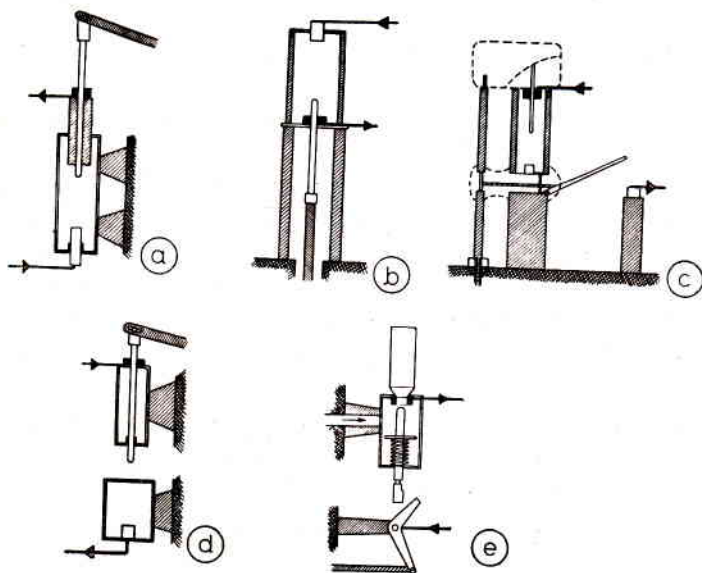


Fig. 82

constructor; sin embargo puede hacerse la siguiente clasificación relativa a la aislación:

A) *Interruptores de pequeño volumen de aceite.* — La aislación se asegura por:

1) los aisladores soporte, que sostienen la cámara de extinción. La cámara está hecha en general de materiales aislantes, rara vez es metálica. Las cámaras metálicas, adoptadas únicamente en tensiones moderadas, poseen revestimiento o pantallas aislantes; su inconveniente consiste en tener que utilizar aisladores de paso, tal como lo esquematizamos en la **fig. 82 a**, relativa al interruptor de la **fig. 123**; otro aparato de cámara metálica es el de la **fig. 121**. Los aparatos con

cámara aislante están esquematizados en las **figs. 82 b y c**, relativas a los interruptores de las **figs. 125 y 130** respectivamente; otros aparatos con cámara aislante están representados en las **figs. 127, 129, 132, 134 y 135**;

2) las bielas aislantes, que comunican el movimiento a los contactos móviles; pueden ser exteriores, como en las **figs. 82 a y c**, o interiores, como en la **fig. 82 b**, a los aisladores soporte. El movimiento de la biela aislante puede ser una rotación alrededor de un eje normal al suyo propio (**fig. 82 a**, relativa al interruptor de la **fig. 123**), un deslizamiento (**figs. 82 b y 125**) o una rotación alrededor de su propio eje (**figs. 82 c y 130**; también las **figs. 127 y 129**);

3) el aislador soporte del seccionador que en tensiones elevadas se coloca a veces en serie con el interruptor propiamente dicho, y la palanca aislante de maniobra de dicho seccionador (**figs. 82 c, 130 y 132**).

B) *Interruptores de agua*. — La aislación de los aparatos de agua puede ser en principio análoga a la de los aparatos de pequeño volumen de aceite, excepto que en la posición abierta es necesario un seccionamiento en el aire. Ciertos constructores aseguran la aislación por (**fig. 82 d**, relativa al interruptor de la **fig. 137**):

1) los aisladores soporte que sostienen la cámara de extinción y un par de los contactos fijos;

2) los aisladores soporte que sostienen el otro par de contactos fijos y la varilla móvil, cuya carrera es suficiente para establecer un intervalo de aislación en el aire;

3) las bielas aislantes que transmiten el movimiento a la varilla móvil.

C) *Interruptores de chorro de aire bajo presión*. — La aislación de estos aparatos comprende en general:

1) los aisladores soporte, que sostienen la cámara de extinción;

2) las palancas aislantes, que en algunos tipos de aparatos comunican el movimiento al contacto móvil (ver las **figs. 153 y 157**); en otros tipos no existen, obteniéndose el movimiento del contacto móvil por el propio chorro de aire bajo presión (ver la **fig. 82 e**, relativa al interruptor de la **fig. 143**, y las **figs. 145, 147 y 150**);

3) los aisladores soporte de los seccionadores, si éstos existen, como, por ejemplo, en la **fig. 82 e** y las **figs. 143, 144 y 155**, y las bielas aislantes que aseguran el movimiento de estos seccionadores.

D) *Interruptores de aire con soplado magnético*. — En estos

aparatos, utilizados sólo en tensiones moderadas, la aislación está asegurada por:

- 1) los aisladores soporte (ver **fig. 158**) o de paso (ver **fig. 161**);
- 2) las palancas aislantes que transmiten el movimiento a los contactos móviles;
- 3) las cámaras aislantes que canalizan el arco y lo extinguen.

E) *Interruptores de gases sublimados*. — La aislación en estos aparatos, utilizados sólo en tensiones moderadas, es la misma que la descripta más arriba para los interruptores de agua (se comparará el interruptor de la **fig. 163** con la **fig. 82 d**).

Observemos que si bien todos los aparatos que prescinden del aceite para su aislación serán designados como de aislación por porcelana, en tensiones moderadas pueden carecer de tales aisladores, poseyendo en cambio aisladores de otra clase, por ejemplo, de mica.

La presencia del seccionador en serie permite reducir la altura de la cámara de extinción y hacer visible a distancia la posición del aparato; según un constructor, en los aparatos de aire bajo presión su adopción permite indirectamente mejorar las condiciones de corte (ver el capítulo VI, párrafo 5, A). En cambio, en muchos casos tienen el inconveniente de encarecer el interruptor.

Los detalles de construcción más importantes se verán en cada caso particular en los dos capítulos siguientes; en éste, después de algunas consideraciones sobre el aceite, examinaremos en detalle los aisladores de paso, que son los de estudio relativamente más complicado entre todos los aisladores, y —más rápidamente— los aisladores soporte y los que contienen las cámaras de extinción; finalmente diremos unas palabras sobre los aisladores, de paso y soporte, con dispositivos de medida.

5. Aceite.

Los constructores sólo garantizan el funcionamiento correcto de sus aparatos con el aceite que ellos suministran o aceptan. Las características que se indican normalmente son: los puntos de inflamación de los vapores y del aceite, la viscosidad a diferentes temperaturas, el punto de congelación, la densidad, la ausencia de humedad, ácidos y azufre, la rigidez dieléctrica y, a veces, el color. Estos datos deberían completarse con los relativos a la procedencia y tratamientos sufridos, porque se reconoce que dos aceites que siendo nuevos dan resultados

de ensayo idénticos, pueden tener comportamientos en servicio diferentes.

Los puntos de inflamación tienen sólo una importancia relativa en vista de las elevadísimas temperaturas alcanzadas en el arco.

La viscosidad debe ser pequeña para: 1) permitir la precipitación de las partículas de carbono, las cuales, principalmente porque la humedad se condensa sobre ellas, reducen la rigidez dieléctrica, y 2) no aumentar demasiado el amortiguamiento del movimiento de los contactos móviles. En realidad, la indicación de la viscosidad en frío es tan o más importante que la del punto de congelación.

El agua proviene de la condensación de la humedad del aire dentro del tanque, pero también puede penetrar por juntas defectuosas. Su solubilidad en el aceite es muy pequeña, pero puede existir condensada sobre las impurezas y en suspensión en estado muy subdividido; en estado menos subdividido el agua se deposita, tanto mejor cuanto más puro y menos denso es el aceite.

Para evitar el ataque de los contactos, el aceite debe estar exento de ácidos y de azufre.

Es indispensable efectuar ensayos periódicos, regenerando el aceite cuando sea necesario. Para evitar la condensación, se ha preconizado a veces la instalación, algo por debajo del nivel libre del aceite, de elementos calefactores, que mantienen una diferencia de algunos grados centígrados entre la temperatura de la capa superficial del aceite y la temperatura ambiente.

Un punto frecuentemente discutido es el de la mezcla de aceites de características diferentes. En principio es admisible, pero hay que asegurarse bien de las características de la mezcla y ver si convienen; por ejemplo, en general, el punto de congelación de la mezcla es el del aceite que lo posee más elevado, aún si este aceite se agrega en poca cantidad a otro de bajo punto de congelación.

6. Aisladores de paso.

Los aisladores de paso deben estudiarse desde los puntos de vista eléctrico, mecánico y térmico.

I) *Estudio eléctrico.*

1) *Aisladores de tensión moderadamente alta.*

A) *Aislador de paso de un solo dieléctrico.* — Está formado (fig. 83) por el conductor cilíndrico central 1, la aislación 2 de papel bakelizado enrollado sobre el tubo y el collar metálico 4; 3 es una pantalla electrostática. El collar está generalmente al potencial del suelo.

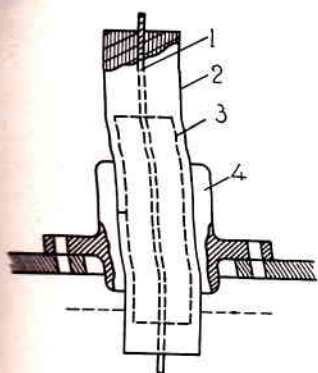


Fig. 83

Para conocer exactamente la repartición del campo —en éste y otros tipos de aisladores de paso o soporte— sería necesario trazar la distribución de las líneas de fuerza, lo que sólo presenta dificultades de orden material, puesto que se trata de un campo laplaciano plano-mediano (*Kuhlmann*). Pero se obtienen resultados en general suficientemente aproximados, considerando simplemente la parte del aislador de paso correspondiente al collar; se está entonces en el caso de un condensador cilíndrico. El campo en el dieléctrico, varía en razón inversa de la

distancia al eje, pasando del valor máximo $E_0 = U/R_0 \log_e (R_2/R_0)$ en la inmediata vecindad del conductor central al valor mínimo $E_c = E_0 R_0/R_2$ en la vecindad inmediata del collar; U designa la d.d.p. entre el conductor y el collar, R_0 el radio del conductor y R_2 el del cilindro aislante, igual al radio interior del collar o al radio del cilindro pantalla, si éste existe.

Es preciso conocer, además, los valores del campo en el aire, en los lugares donde mayor valor puede tener, o sea

a) entre el cilindro aislante y el conductor central. En razón de la adherencia imperfecta, pueden existir intervalos irregulares, muy delgados, de aire, en los cuales el campo tiene el valor $E_0 \epsilon_1/\epsilon_a$, que puede ser suficiente para provocar la ionización del aire y, con el tiempo, la destrucción del aislante; ϵ_1 y ϵ_a son las constantes dieléctricas relativas del aislante empleado y del aire respectivamente;

b) si no existe la pantalla: 1) entre el cilindro aislante y el collar, por la misma razón de la adherencia imperfecta. En los intervalos de aire el campo vale $E'_c = E_c \epsilon_1/\epsilon_a$; si su valor es suficientemente elevado, el aire se ioniza, provocando la destrucción del aislante; y 2) en la inmediata vecindad del cilindro aislante e inmediatamente encima del collar: para calcular el campo ya no valen las fórmulas del condensador cilíndrico y sería necesario trazar las líneas de fuerza. Se concibe que se debe evitar una concentración local del campo, que podría reducir la tensión de contorno, estudiando particularmente la forma de los bordes del collar o disponiendo pantallas;

c) en los aparatos de aislación por aceite, en el interior del aparato, en la vecindad inmediata de la superficie libre del aceite.

Para evitar la concentración del campo en este lugar, se hace con frecuencia el manguito del collar suficientemente largo como para que se sumerja en el aceite. Como veremos en el parágrafo siguiente, el manguito puede llevar un transformador de intensidad, especialmente en tensiones del orden de 35 kV y superiores.

La altura del aislador de paso está fijada por las tensiones de contorno; la parte inferior, si va sumergida en aceite, puede ser más corta que la parte superior, que va en el aire; pero de acuerdo con lo visto en el parágrafo 3 del capítulo III, las distancias deben elegirse de modo que el contorno, si se produce, ocurra no en el aceite sino en el aire, es decir, en el exterior del aparato.

Los aisladores de paso de exterior deben tener su parte superior protegida contra la intemperie por una envolvente que en general es de porcelana, no sólo porque el papel bakelizado absorbe humedad, sino también para evitar las quemaduras provocadas por los contornos, que en este caso son más frecuentes. El perfil de la envolvente se determina principalmente por consideraciones relativas a la distribución del campo eléctrico y a la longitud de la línea de fugas; por supuesto los valores de las tensiones de contorno dependen esencialmente de dicho perfil.

La parte inferior del aislador de paso, ya sea de exterior o de interior, debe estar protegida contra el arco.

B) *Aislador de paso de dos dieléctricos.* — Consiste en una envolvente única de protección de porcelana o, a veces, de vidrio especial (fig. 84); lo estudiaremos rápidamente asimilándolo a un condensador cilíndrico de dos dieléctricos.

Los gradientes de potencial son, conservando para U y R_0 su significado anterior, y designando por R_1 y R_2 los diámetros interior y exterior de la porcelana y por ϵ_1 y ϵ_2 las constantes dieléctricas relativas del material de relleno y de la porcelana:

en la vecindad inmediata del conductor

$$E_0 = U/R_0 \left(\log_e \frac{R_1}{R_0} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \log_e \frac{R_2}{R_1} \right) \quad (11)$$

al lado del collar, en el dieléctrico

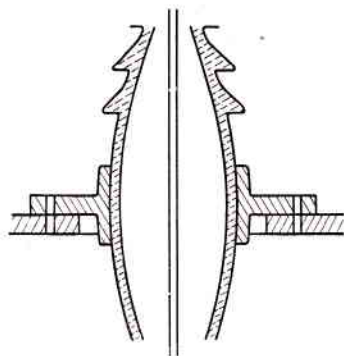


Fig. 84

$$E_c = U \left| \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} R_2 \left(\log_e \frac{R_1}{R_0} + \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \log_e \frac{R_2}{R_1} \right) \right| \quad (12)$$

y bajo el collar, en los intervalos de aire debidos a la adherencia imperfecta

$$E'_c = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_a} E_c \quad (13)$$

Se ve que a R_2 y R_0 fijados, y para $\varepsilon_2 > \varepsilon_1$, como es el caso, dada la elevada constante dieléctrica relativa de la envolvente de porcelana (del orden de 4,5), E_0 , E_c y E'_c tienen el menor valor posible para R_1 próximo a R_2 ; en este caso, para el mismo valor de ε_1 , E'_c es prácticamente el mismo que en el caso de un solo dieléctrico cualquiera que sea ε_2 , de modo que en el aislador de dos dieléctricos es conveniente elegir un material de relleno de baja constante si bien de gran rigidez dieléctrica. Para tensiones relativamente reducidas, hasta unos 15 kV, se puede elegir el aire: $\varepsilon_1 = \varepsilon_a$; entonces el espesor de la porcelana debe ser suficiente para resistir por sí solo toda la tensión; aún así, para evitar campos demasiado intensos en el interior, hay que adoptar un espesor de aire considerable. Se puede conservar un espesor de aire pequeño metalizando la superficie interior de la porcelana y uniéndola eléctricamente al conductor: se vuelve así al aislador de paso con un solo dieléctrico.

2) Aisladores de muy alta tensión.

A) *Aisladores de tipo «condensador».* — Cuando la tensión es muy elevada, un aislador como el de la **fig. 83** sería de dimensiones excesivas. El dieléctrico se aprovecharía mal a causa de la falta de uniformidad del campo, que varía mucho a lo largo del radio y con la altura. Pero intercalemos entre el conductor y el collar cierto número de cilindros metálicos, de espesor pequeño, de radios R_a crecientes y alturas h_a decrecientes según una relación $\varphi(h_a, R_a)$ a determinar. Se obtiene así cierto número n de condensadores en serie, cuyas capacidades c generalmente se hacen iguales con el fin de repartir la d.d.p. total proporcionalmente a n ; la d.d.p. en los bornes de cada condensador está fijada por el constructor, por ejemplo, 4 a 6 kV en los aisladores de la Westinghouse El. and Mfg. Co.

Si despreciamos el efecto de la desigualdad de alturas de los electrodos y la influencia de los bordes, tenemos $c = \varepsilon \varepsilon_0 h_a / 2 \log_e (R_a / R_{a-1}) = Cte$, donde $\varepsilon \varepsilon_0$ es la constante dieléctrica del aislante. Si admitimos que $\Delta R_a = (R_a - R_{a-1}) \ll R_a$, la expresión de c se simplifica, siendo aplicable la fórmula del condensador plano; obtenemos $c = \varepsilon \varepsilon_0 h_a R_a / 2 \Delta R_a = Cte$. Podemos hacer $\Delta R_a = a = Cte$,

es decir, adoptar un gradiente radial de potencial constante; se tiene entonces $R_a h_a = 2ac/\epsilon\epsilon_0$: en estas condiciones el aislante se utiliza lo mejor posible en el sentido radial, pero no en el sentido axial. Para obtener este último resultado debemos hacer constante el gradiente longitudinal de potencial, o sea realizar $\Delta h_a = b = Cte$: las alturas de los cilindros variarán en progresión aritmética.

El aislador de paso así construido se llama de tipo «condensador»; el modelo de exterior tiene por supuesto una envolvente de porcelana; el espacio entre el núcleo y la envolvente se llena de un material aislante conveniente, fluido (el mismo aceite de impregnación) o plástico (fig. 85).

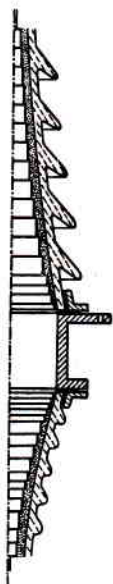


Fig. 85

El núcleo se construye enrollando sobre el conductor hojas de papel entre las que se intercalan, a intervalos determinados, hojas metálicas; la altura de las hojas de papel sigue generalmente la gradación de las metálicas. El núcleo conserva sus propiedades a condición de resistir a la humedad; actualmente se obtienen resultados notables en ese sentido, gracias a una puesta a punto de los procesos de enrollamiento e impregnación.

Observemos finalmente que sin la debida protección las partículas de carbón provenientes de la descomposición del aceite del interruptor pueden formar corto-circuitos entre los cilindros metálicos al depositarse sobre la superficie de la parte inferior del aislador.

B) *Aislador relleno de aceite.* — Los aisladores de paso de porcelana, como el de la fig. 84, rellenos de aceite, no pueden emplearse en tensiones muy elevadas, superiores a unos 35 kV, a pesar de la elevada rigidez dieléctrica del aceite, porque, como ya lo notamos en el capítulo III, pág. 100, el intenso campo eléctrico orienta las impurezas del aceite formando caminos de menor resistencia a la perforación. Pero basta agregar entre el conductor y la porcelana cierto número de cilindros coaxiales de papel bakelizado, que impiden la formación de tales cadenas de impurezas, para poder construir aisladores de paso rellenos de aceite para las tensiones más elevadas. La capa adyacente al conductor puede ser de aislante sólido o de aceite; en el primer caso el campo eléctrico en la vecindad del conductor,

E_o , es menor. Se tiene en efecto $E_o = U/R_o \epsilon_1 \sum \frac{1}{\epsilon_a} \log_e \frac{R_a}{R_{a-1}}$, don-

de R_a y $R_a - 1$ designan los radios exterior e interior de la capa de constante dieléctrica relativa igual a ϵ_a . Se concibe que en tensiones suficientemente elevadas el radio del conductor central puede estar determinado por la necesidad de reducir E_0 y no por la densidad de la corriente; a veces se emplean tubos para no aumentar inútilmente la sección.

Las distancias de aislación para una d.d.p. dada son considerablemente mayores en el aire que en el aceite, de modo que en los interruptores de aislación por aceite de tensiones muy elevadas los aisladores de paso se instalan inclinados (ver, por ejemplo, las **figs. 93, 94 y 101**); el ángulo respecto a la vertical es, en general, inferior a 15° ; si un aislador relleno de aceite tuviera que ser instalado formando un ángulo superior, habría que consultar al constructor.

Los dos tipos de aislador son muy usados; el tipo condensador, de fabricación más delicada, ofrece la ventaja de que el diámetro y la altura de su parte superior son menores, sobre todo en tensiones nominales muy elevadas; el largo de su parte inferior es sensiblemente el mismo que en el tipo relleno de aceite. Un defecto en una junta o una fisuración en la porcelana no son inmediatamente peligrosos en los aisladores de tipo condensador, que son también más resistentes mecánicamente. En cambio el reemplazo de la envolvente de porcelana es menos delicado en los aisladores rellenos de aceite. Si se produce algún defecto en un tubo aislante de este último tipo de aislador, la reparación es relativamente simple y barata, pues basta reemplazar el tubo; en cambio un defecto en la aislación del aislador tipo condensador no tiene arreglo.

En tensiones sumamente elevadas los dos tipos, condensador y relleno de aceite, pueden tender en cierto modo uno hacia otro. Por ejemplo, se construyen núcleos del tipo condensador, coaxiales, reunidos eléctricamente en serie y separados mecánicamente por un espacio lleno de aceite; así se facilita la construcción y el enfriamiento es mejor. Por otra parte, los cilindros de aislante sólido de los aisladores rellenos de aceite pueden metalizarse o llevar cilindros metálicos; se toman precauciones especiales para evitar la concentración del campo en los bordes.

II) *Estudio mecánico y térmico.*

1) *Dilatación y juntas.*

Un aislador de paso está sometido a variaciones de temperatura, no sólo porque varía la temperatura ambiente, sino también porque varían las pérdidas de energía por efecto Joule en el conductor central y por histéresis en los dieléctricos. Ahora bien, las diversas partes

sólidas del aislador de paso, como ser el conductor central, los cilindros aislantes, la envolvente de porcelana, etc., poseen coeficientes de dilatación distintos, de modo que existe el peligro de esfuerzos internos exagerados, que no se evitaría tratando de igualar los coeficientes de dilatación, porque la distribución de la temperatura no es uniforme; por lo tanto en muchos casos los acoplamientos deben ser elásticos. También se debe prever un espacio para permitir la dilatación del líquido de relleno, mayor si el aislador es estanco, menor si existe una comunicación con la atmósfera. En el primer caso es necesario evitar que el aumento de la presión del aire comprimido por la dilatación del líquido haga demasiado difícil el problema de las juntas; en el segundo se debe evitar la entrada de humedad.

Las juntas deben cuidarse particularmente, no sólo para evitar las fugas del material de relleno, sino también para evitar su contaminación, en particular por la humedad. Un inconveniente del material de relleno muy viscoso es no poner en evidencia las juntas defectuosas.

La buena conservación en el tiempo de los aisladores de paso rellenos de aceite depende esencialmente de que el aceite conserve sus excelentes cualidades dieléctricas.

La **fig. 86** muestra como ha obtenido tal resultado la General Electric Co., por una construcción especial de la cámara de expansión, que comunica con la atmósfera; el tubo de respiración **1** tiene una forma que impide que las gotas de agua se acumulen en su extremo y sean aspiradas dentro de la cámara de expansión **3**; la unión entre el cuerpo del aislador y la cámara se hace por medio de un tubo **5** en forma de U invertida, que permite la contracción y expansión del aceite, pero impide que el aceite próximo a la superficie se mezcle con el del aislador. Si, excepcionalmente, el vapor de agua se condensa

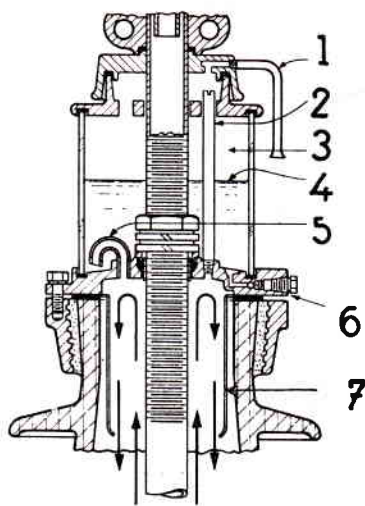


Fig. 86

Clisé General Electric Co

en la cámara de expansión, se desliza sobre el vidrio hasta un pequeño canal previsto al efecto, de donde es evacuado por el dispositivo **6**. El vidrio de la cámara de expansión es de color ámbar, para

proteger el aceite contenido de la acción de los rayos ultravioletas, asegurando al mismo tiempo una buena visibilidad del nivel del aceite
4. La varilla 2 es amovible para permitir tomar muestras de aceite;
7 es una pantalla electrostática.

La **fig. 87** representa la cámara de expansión de un aislador de paso del tipo condensador de la Westinghouse El. and Mfg. Co. Siendo el coeficiente de dilatación del núcleo superior al de la porcelana, la unión es elástica, y es asegurada por la misma cámara de expansión 1. En otros modelos se obtiene la elasticidad por medio de resortes. Se asegura la estanqueidad por juntas especiales 3 sumamente eficaces, cuya deformación está limitada por topes 2, para conservar así sus propiedades.

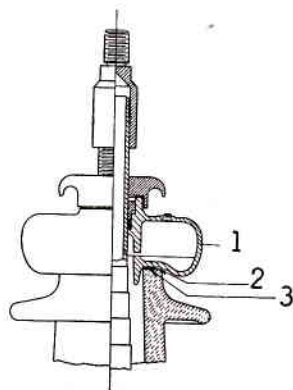


Fig. 87
Clisé Westinghouse
El. and Mfg. Co

2) Esfuerzos electrodinámicos.

En general se obtienen resultados prácticamente suficientes haciendo abstracción de las conexiones exteriores al interruptor y considerando sólo el circuito principal de este último, constituido en el caso más simple por los dos conductores verticales de los aisladores de paso, de longitud h y radio r , separados por una distancia a entre sus ejes, y por el conductor horizontal del puente de los contactos móviles. Sea i la corriente en este circuito. La fuerza total sobre el conductor vertical se compone de dos fuerzas de repulsión; la primera, debida al otro conductor vertical, es ⁽¹⁾

$$F = 2\mu_0 i^2 (h/a) [1/\sqrt{1 + (h/a)^2}] , \quad (14)$$

la segunda, debida al conductor horizontal, se calcula por la relación (2) de la pág. 155, donde se invertirán a y h y se suprimirá el coeficiente 2.

El cálculo es más complicado cuando los aisladores están inclinados, pero para determinar el orden de magnitud de los esfuerzos basta considerarlos paralelos adoptando la distancia media.

El aislador debe tener una resistencia a la flexión suficiente. Según la construcción, la envolvente de protección de los aisladores del tipo de la **fig. 83** o **85** puede participar en mayor o menor grado en

⁽¹⁾ Compárese (14) con la relación (61) de la pág. 34.

la resistencia a los esfuerzos electrodinámicos. Para calcular exactamente el momento flector es necesario determinar la distribución de las fuerzas a lo largo del conductor y no suponer uniforme dicha distribución.

En ciertos casos, cuando las intensidades de corto-circuito son particularmente elevadas, se mantiene la distancia entre los extremos de los aisladores por medio de travesaños de madera impregnada sumergidos en el aceite (**fig. 72**), o se adoptan aisladores de construcción especial.

7. Aisladores soporte y para las cámaras de extinción. Aisladores de paso y soporte con dispositivos de medida.

A) *Aisladores soporte*. — Como en los aisladores de paso, el perfil de los aisladores soporte está determinado principalmente por la conveniente distribución del campo eléctrico y, en los aisladores de exterior, por la suficiente longitud de la línea de fugas bajo lluvia.

Los aisladores de muy alta tensión consisten a veces en una reunión en cascada de varios aisladores de tensión nominal menor; otras veces son de una sola pieza. La primera solución es más económica; la segunda, cuando se trata de aisladores huecos, evita los inconvenientes de las juntas.

En los aparatos de pequeño volumen de aceite el aislador soporte puede ser 1) del tipo común (por ejemplo, **fig. 130**), 2) constituido por el aislador de un transformador de intensidad (aislador de la derecha de la **fig. 132**), o 3) hueco, dejando lugar para que pasen las bielas de maniobra y, eventualmente, para el transformador de intensidad y el reductor de tensión (**figs. 125, 126, 136**).

Una de las dificultades de construcción de los aisladores huecos de muy alta tensión consiste en el problema de la descarga en el interior de los mismos debida a la condensación de la humedad. Es por ello que algunos constructores rellenan de aceite dichos aisladores; en ciertos casos no hay solución de continuidad entre los soportes y la cámara de extinción (**fig. 125**), en otros el soporte y el aislador con la cámara constituyen recipientes independientes, cada uno con su propio indicador de nivel (**fig. 126**).

En los *aparatos de aire bajo presión*, de cualquier tensión, existen aisladores soporte huecos por los cuales llega el aire a la cámara de extinción; la ventilación de estos aisladores constituye una eficaz ayuda contra la condensación interior. No se suele ubicar el transformador de intensidad en los aisladores soporte para no complicar el problema del escurrimiento de aire.

La presencia del seccionador exige, por supuesto, la adición de por lo menos un aislador soporte que, en los aparatos de aire bajo presión, se presta para la instalación de los dispositivos de medida, a la inversa del aislador soporte de la cámara de extinción. En los aparatos de pequeño volumen de aceite, los dispositivos de medida se instalan con igual comodidad en cualquiera de los dos aisladores soporte.

B) *Aisladores para cámaras de extinción.* — Estos aisladores son cilíndricos, por supuesto huecos, en general de una sola pieza, no sólo en razón de las juntas sino, en los aparatos de rupturas múltiples dentro de la misma cámara, para obtener una repartición más uniforme del potencial entre las rupturas.

En todos los aparatos de pequeño volumen de aceite, un cilindro interior coaxial al aislador, de material aislante resistente, preserva al aislador de las presiones internas.

C) *Aisladores con dispositivos de medida.* — Como ya dijimos, a veces se colocan dispositivos de medida en los aisladores soporte huecos o se utilizan transformadores de intensidad cuyo aislador reemplaza el aislador soporte común. En esta forma se reduce el precio y el espacio ocupado por la instalación. En los aparatos de aislación por aceite de alta tensión se aprovecha con frecuencia el aislador de paso para agregarle dispositivos de medida; los examinaremos rápidamente a continuación.

a) *Medida de intensidad.* La varilla conductora del aislador constituye el primario del transformador de intensidad, cuyo núcleo magnético, que lleva el enrollamiento secundario, tiene forma de toro y se adapta sobre el manguito del collar del aislador (**fig. 94**, ref. 7). Cuando la tensión nominal del circuito aumenta, el diámetro del toro crece, mientras que —a igualdad de potencia aparente— la corriente primaria disminuye; por lo tanto el error del transformador aumenta rápidamente. Frecuentemente se prevén órganos de regulación, como ser tomas secundarias múltiples o resistencias adicionales.

Una construcción análoga se puede observar en el interruptor de pequeño volumen de aceite de la **fig. 125**.

b) *Medida de tensión.* El aislador de paso contiene un divisor capacitivo de tensión: en los aisladores rellenos de aceite, uno de los bornes del dispositivo exterior de medida se conecta a un cilindro metálico previsto especialmente; en los aisladores del tipo condensador se conecta al cilindro metálico más próximo al collar; en ambos casos el otro borne está a tierra. La d.d.p. así obtenida es del orden de

4-6 kV; para reducirla a 110 V se prevé sea un condensador algo importante en paralelo, sea, de preferencia, el circuito auxiliar de la **fig. 88**,

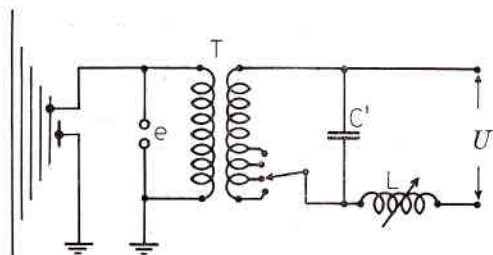


Fig. 88

en el cual e es un explosor previsto como medida de seguridad contra las sobretensiones; T es un transformador reductor; la reactancia L permite ajustar la self-inducción del circuito de modo que resulte en resonancia con la capacidad que alimenta el dispositivo. Es fácil ver que cuando se cumple

la condición de resonancia la tensión U en los bornes del circuito de carga y la tensión de la red son sensiblemente proporcionales y en fase, independientemente de la impedancia del circuito de carga. El condensador C' limita el valor de la tensión en vacío.

8. Escape.

En los aparatos con líquido debe evitarse:

1) la proyección del líquido en los cortes violentos. Este problema se presenta sobre todo en los aparatos de aislación por aceite de ruptura libre y adquiere importancia para poderes de corte nominales elevados;

2) el arrastre del líquido por los gases y el aire, sin aumentar demasiado la duración de evacuación de estos últimos; debe tratarse de que los vapores se condensen y vuelvan a la cuba. A tales efectos se pueden aprovechar las propiedades de las mezclas de gases y líquidos, haciéndoles recorrer un trayecto en el que la superficie de contacto de la mezcla con cuerpos sólidos sea muy grande; en los interruptores de aceite algunos constructores emplean, por ejemplo, cámaras llenas de gravilla calibrada (**figs. 121 y 125**) o de holas. Se utilizan también a veces separadores especiales de laberinto, adoptados inclusive en ciertos aparatos de agua. En otros aparatos de agua no se agregan dispositivos de esta clase; también se han construido aparatos de agua prácticamente estancos, sin escape.

En todos los aparatos debe evitarse que los gases salgan excesivamente ionizados y calientes, debiendo ser eventualmente canalizados de tal modo que pasen suficientemente lejos de las piezas bajo tensión, con el fin de evitar cebamientos. En las instalaciones de fases no separadas, puede ser necesario agregar separadores especiales. Los apa-

ratos de aislación por aceite de poderes de corte nominales algo importantes poseen tubos de escape, que dirigen los gases hacia abajo; éstos en general se escapan enfriados, habiendo tenido que atravesar un importante espesor de aceite. En los aparatos de pequeño volumen de aceite el enfriamiento se hace por el pasaje en los separadores o cámaras de gravilla antes mencionados. En los aparatos neumáticos es necesario agregar parallamas (**figs. 151, 153, 157**) y eventualmente placas enfriadoras adicionales (**fig. 151**); también puede ser necesario el enfriamiento especial de los gases en los aparatos de gases autosublimados.

En las instalaciones interiores los tubos de escape se hacen a veces suficientemente largos para conducir los gases fuera de la celda o de la sala donde está instalado el aparato. En algunos casos se prevé un colector al que se reúnen las cámaras de escape de cierto número de interruptores.

El escape posee en general una rejilla fina que evita la entrada de insectos en el aparato.

Las dimensiones del escape intervienen también para fijar las condiciones de presión que existen en el aparato durante el corte, lo que debe por supuesto tenerse en cuenta.

CAPÍTULO V

Interruptores de aislación por aceite de ruptura libre y controlada

En este capítulo describimos los aparatos de aislación por aceite, tanto de ruptura libre como de ruptura controlada, cuyo aspecto exterior es idéntico. Veremos en primer lugar los elementos comunes a estas dos clases de interruptores, subrayando las diferencias cuando corresponda; pasaremos luego al estudio del proceso de ruptura y del dimensionado de la cuba de los aparatos de ruptura libre y, finalmente, a la descripción de los dispositivos de extinción de los aparatos de ruptura controlada.

1. Número de cubas. Disposición de los principales órganos.

Número de cubas. — Los aparatos multipolares pueden ser de cuba única o de cubas separadas para cada polo.

La solución de la cuba única reduce el costo y el espacio ocupado; puede utilizarse en los aparatos de ruptura libre si la tensión y el poder de corte nominales son relativamente moderados, por ejemplo, hasta 35 kV y 500 MVA en aparatos tripolares; en cambio, con ruptura controlada se puede utilizar la cuba única para tensiones y poderes de corte nominales netamente mayores, que en ruptura libre hubieran exigido el empleo de cubas separadas, por ejemplo para 110 kV y 1000 MVA. La **fig. 89** nos muestra el aspecto de uno de estos aparatos, para interior, con cuba circular y aisladores ubicados

según los vértices de un exágono; las diversas cotas que interesan en la instalación se indican por $a, b, c \dots z, \Phi$; por supuesto sus valores varían con la tensión y el poder de corte nominales del aparato.

Las **figs. 90 y 91** representan interruptores tripolares de cubas separadas, montados respectivamente sobre chasis y en el suelo; las diversas cotas que interesan en la instalación se indican por $a, b \dots z, A, B$.

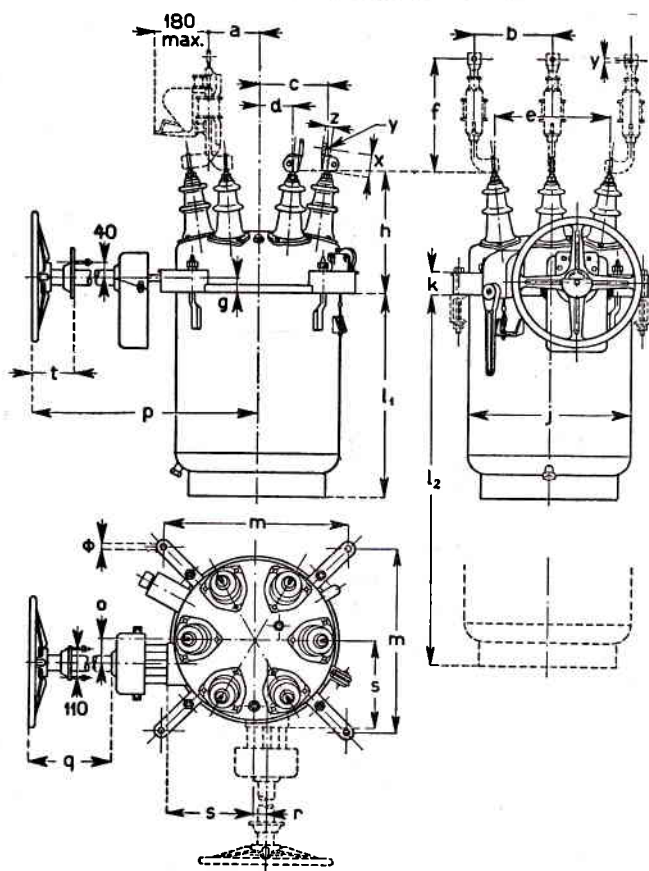


Fig. 89
Clisé Delle

Disposición de los órganos. — Veamos primero los aparatos de tensión nominal inferior o del orden de 90 kV, en los cuales el peso de la cuba con el aceite no es excesivo, de modo que la tapa puede soportarla: es el caso de los aparatos montados sobre un soporte, en chasis, en celda, etc. Se prevén en ellos dispositivos para descender

o levantar la cuba, que pueden ser fijos o amovibles. Consisten generalmente en un torno de rueda y tornillo sin fin, que actúa sobre un cable que pasa sobre poleas fijadas provisoria o definitivamente por un lado a la cuba y por otro a la tapa. El comando del dispositivo es siempre irreversible, para evitar que la cuba descienda por acción de la gravedad.

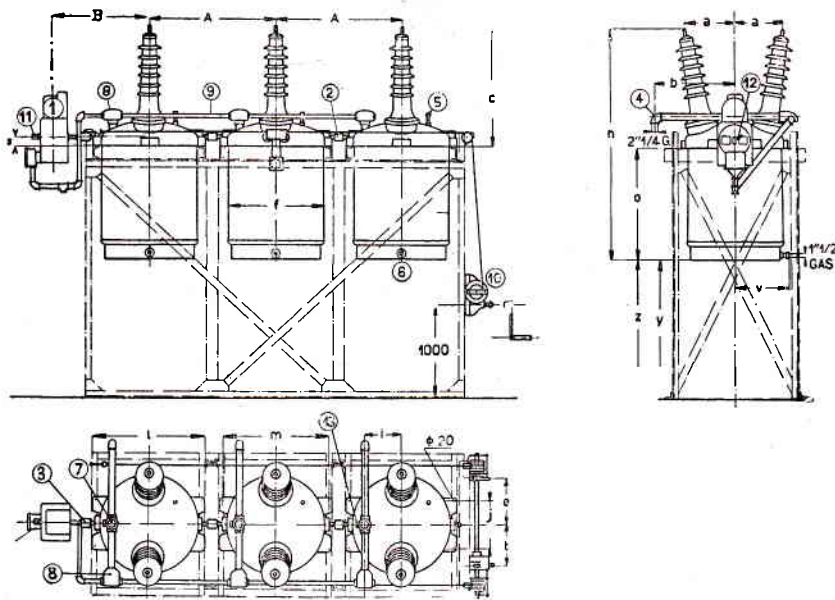


Fig. 90
Clisé Delle.

REFERENCIAS

1. Comando eléctrico.
2. Cardán de acoplamiento de los polos.
3. Cardán de acoplamiento del comando eléctrico.
4. Tubería de escape de los gases.
5. Indicadores del nivel de aceite.
6. Orificios de vaciado.
7. Domo.
8. Cajas de conexiones de baja tensión.
9. Cañería de protección de las conexiones de baja tensión.
10. Torno de levantamiento de las cubas.
11. Arbol de comando a mano.
12. Indicador óptico de posición.
13. Orificio de llenado.

El aparato se instala a una altura suficiente como para que los contactos sean accesibles sin necesidad de prever un pozo debajo de la cuba.

En los aparatos de ruptura libre instalados sobre chasis, éste debe

fijarse sólidamente al suelo para evitar que salte en los cortes violentos (ver pág. 186), con peligro de ruptura de las partes frágiles, en particular de los aisladores de paso.

En las instalaciones con gran número de aparatos montados en celdas puede ser ventajoso disponer un carro de plataforma móvil para bajar la cuba y transportar el aparato.

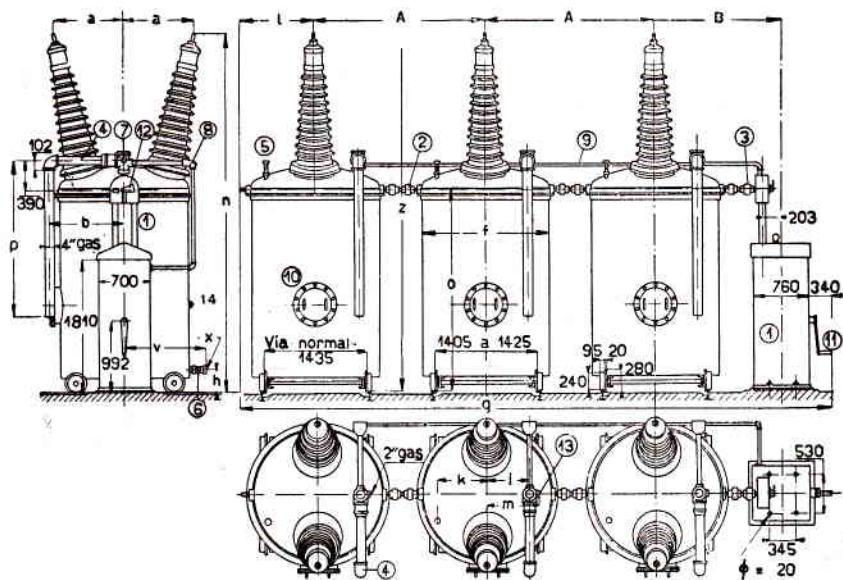


Fig. 91
Clisé Delle

REFERENCIAS

- 1-9. Como en la fig. 90.
10. Agujeros de hombre.
11. Manivela de comando a mano.
12. Indicador óptico de posición.
13. Orificio de llenado.
14. Grifo para tomar muestras de aceite.

Nota. — La cota z indica la altura necesaria para poder sacar un aislador de paso.

La **fig. 92** representa un carro empleado en la apartamentada blindada; el interruptor, idéntico al de la **fig. 66** del capítulo III, ha sido sacado; es evidente que en una instalación que comprende muchas celdas como la de la **fig. 92**, no basta un solo carro, a menos que el seccionamiento no sea urgente.

Consideremos ahora aparatos para tensiones nominales del orden de 90 kV o superiores, muy pesados, que generalmente se colocan, por intermedio de ruedas, sobre rieles normales de ferrocarril; para

evitar que salten, los aparatos de ruptura libre están sólidamente anclados por un dispositivo especial. Un agujero de hombre permite la inspección y el cambio eventual de los contactos sin tener que sacar la cuba; para efectuar esta última operación los aparatos se transportan a una sala especialmente prevista donde hay pozos para re-

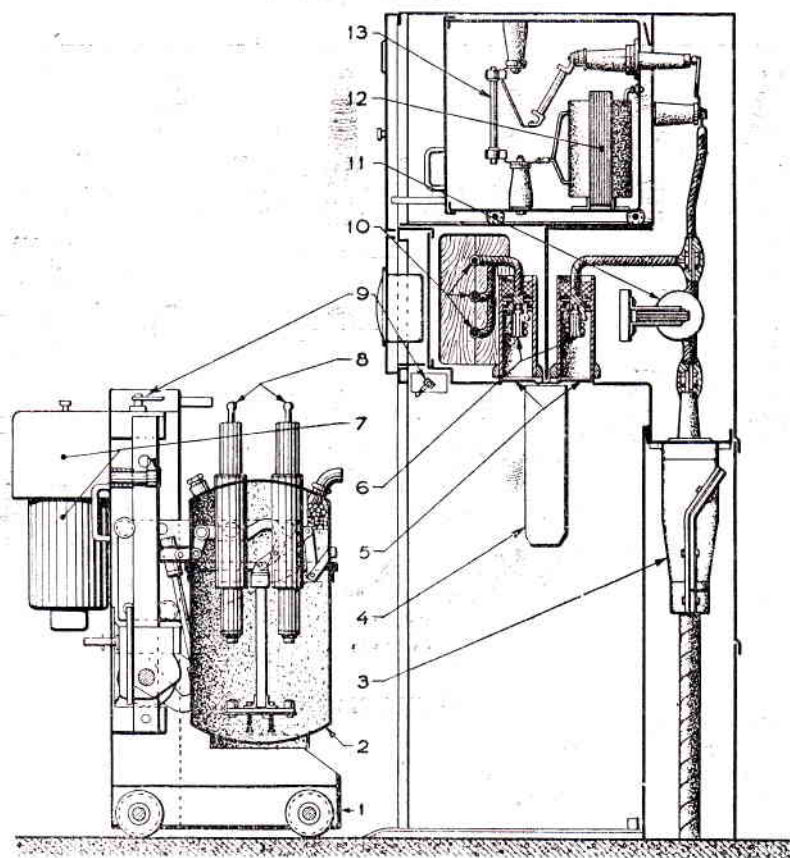


Fig. 92
Clisé Als-Thom

REFERENCIAS

- | | |
|------------------------------------|---|
| 1. Carro con su torno. | 8. Conector macho. |
| 2. Interruptor de aceite. | 9. Conector baja tensión. |
| 3. Caja de extremidad del cable. | 10. Barras ómnibus. |
| 4. Guía del interruptor. | 11. Transformador de corriente. |
| 5. Placa de obturación. | 12. Transformador de tensión. |
| 6. Conector hembra. | 13. Fusible del transformador de tensión. |
| 7. Mecanismo de comando eléctrico. | |

cibir las cubas. Algunos constructores disponen el agujero de hombre en la cuba (fig. 91, ref. 10 y fig. 94, ref. 28), otros en la tapa. La última solución sólo es posible si los aisladores de paso son de diámetro reducido, como los de tipo condensador, dejando suficiente

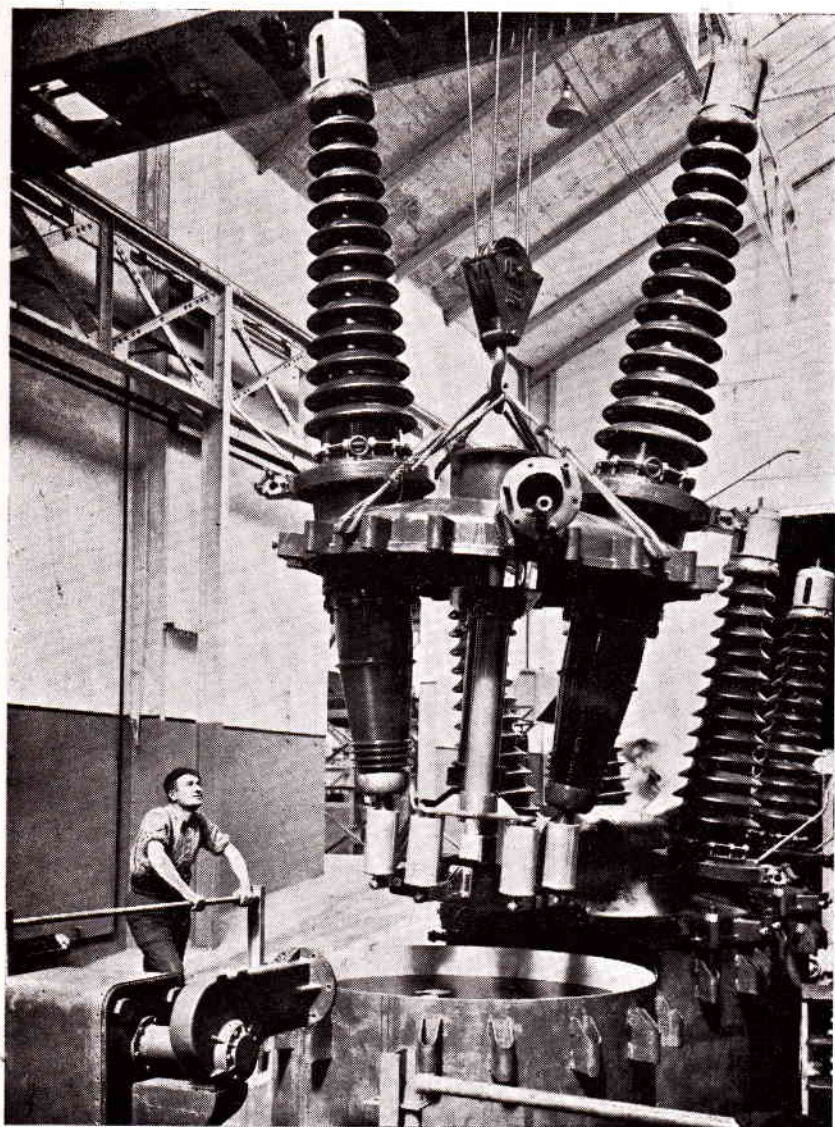


Fig. 93
Clisé Merlin - Gerin

lugar en la tapa; su ventaja consiste en simplificar el problema de la estanqueidad de la cuba.

La cuba sólo contiene el aceite, los grifos de vaciado y de toma de muestras, y, eventualmente, algunos accesorios, como ser, por ejemplo, una resistencia de calentamiento (**fig. 94**, ref. 30); la tapa lleva, directa o indirectamente, los órganos principales, o sea (**figs. 93, 94, 102** y otras):

1) los aisladores de paso con los contactos fijos y, eventualmente, los aisladores soporte con los contactos fijos intermedios. Los aisla-

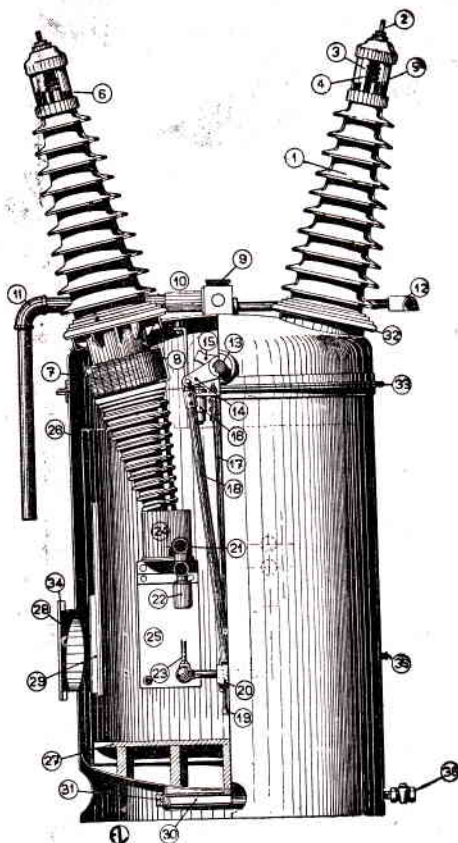


Fig. 94
Clisé Delle

REFERENCIAS

1. Parte superior del aislador de paso.
2. Varilla lisa de conexión.
3. Tuerca de bloqueo del conductor central.

4. Resorte para compensar la dilatación.
5. Cilindro de vidrio para ver el nivel.
6. Nivel del material especial de relleno.
7. Núcleo magnético del transformador de intensidad.
8. Enrollamiento secundario.
9. Domo de acordamiento de las tuberías.
10. Parallamas sobre el tubo de escape de los gases.
11. Tubo de escape.
12. Caja de conexiones de baja tensión.
13. Arbol de comando.
14. Manivela de maniobra.
15. Manivela de tope.
16. Amortiguador.
17. Varilla de guía.
18. Biela de maniobra.
19. Travesaño en la base de las varillas de guía.
20. Para-efluvios.
21. Tubos aislantes, que soportan los contactos fijos.
22. Contacto fijo.
23. Contacto móvil.
24. Cilindro aislante en la base del aislador de paso.
25. Tabique de material resistente al arco.
26. Cilindro aislante de la cuba.
27. Piso.
28. Agujero de hombre.
29. Compuerta de material aislante.
30. Resistencia de calentamiento.
31. Cierre del tubo de las resistencias de calentamiento.
32. Junta del aislador de paso.
33. Junta de la tapa.
34. Junta del agujero de hombre.
35. Grifo para tomar muestras de aceite.
36. Grifo de vaciado.

dores soporte se utilizan muy raras veces en los aparatos de ruptura controlada (**fig. 102**), pero con mayor frecuencia en los de ruptura libre (**fig. 93**, que representa un polo del interruptor Merlin-Gerin, de exterior, 150 kV, 1500 MVA sim, de seis rupturas en serie). Su empleo en los aparatos de ruptura libre múltiple no es indispensable: los contactos fijos intermedios pueden fijarse sobre las varillas de guía; otra solución es sujetar todos los contactos fijos a los aisladores de paso por intermedio de tubos aislantes, como se puede apreciar en la **fig. 94**, que representa un polo del interruptor Delle, de exterior, 150 kV, 2500 MVA sim, de diez rupturas en serie, y en la **fig. 95**, que muestra en detalle dicha disposición;

2) el árbol principal de maniobra que, por medio de uno de los mecanismos estudiados en el parágrafo 2 del capítulo IV, transmite el movimiento a los puentes de los contactos móviles; como ya dijimos (pág. 153), algunas veces en lugar del árbol se emplea la transmisión por varilla flexible, que penetra en el interruptor por cañerías especiales que aseguran la estanqueidad.

El árbol sale al exterior por una junta estanca. Por supuesto, del exterior no se puede juzgar si el interruptor está abierto o cerrado, lo que obliga a agregar un indicador de posición.

Esta clase de dispositivo de maniobra, llamado *interior*, es la generalmente usada en todos los interruptores de aislación por aceite, con la excepción de los aparatos de ruptura libre de tensiones y poderes de corte nominales muy pequeños (por ejemplo, del orden de 5 kV y 15 MVA respectivamente), de cuba única o de cubas separadas, en los cuales, particularmente en los modelos antiguos, las varillas de maniobra que llevan los puentes de los contactos móviles salen verticalmente por la tapa. Dichas varillas, unidas en sus extremos superiores, son movidas por una palanca, que pasa entre los aisladores (**fig. 96**). Los principales inconvenientes de tal dispositivo de maniobra, llamado *exterior*, son: a) la imposibilidad de hacer estanco el interruptor, con la consiguiente

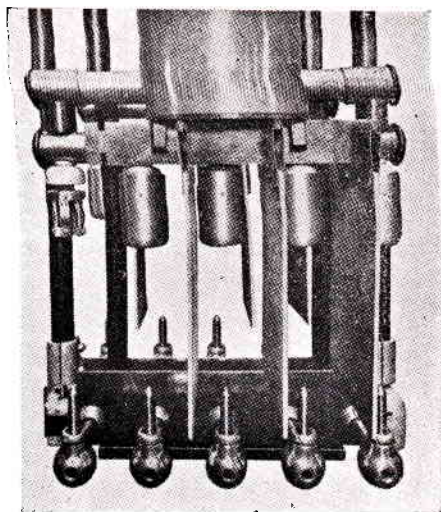


Fig. 95
Clisé Delle

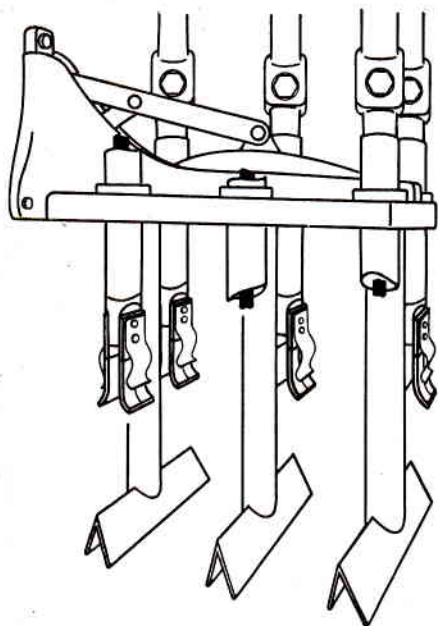


Fig. 96

proyección de aceite y gases por las aberturas de la tapa; b) el aumento de la separación entre los aisladores de paso, debido a la colocación de la palanca a la que están fijadas las varillas de maniobra. En cambio este sistema presenta la ventaja de reducir el costo de los aparatos de tensión y poder de corte muy bajos, en particular porque la adopción del dispositivo de maniobra interior en estos aparatos obligaría a aumentar sensiblemente la altura de la cuba;

3) el mecanismo, los puentes de los contactos móviles, con o sin el travesaño según el caso, las varillas de guía eventuales, los amortiguadores de fin de carrera, etc.

Observemos que la forma del travesaño debe ser estudiada de modo que amortigüe el movimiento lo menos posible y no favorezca la formación de depósitos, que podrían facilitar descargas entre fases en los aparatos multipolares de cuba única. En la construcción antigua los puentes de los contactos móviles estaban soportados por aisladores de porcelana fijados sobre el travesaño: se percibe el extremo de uno de ellos en la **fig. 71**. Tal conjunto era poco resistente mecánicamente y actualmente se fijan los puentes de los contactos directamente sobre el travesaño, que es de madera impregnada, de bakelita, etc.; el material aislante empleado debe ser resiliente;

4) los resortes de disparo, que se disponen alrededor de las varillas de guía, bajo la tapa, etc.; pueden también ser exteriores al aparato y comprendidos en el comando;

5) los dispositivos de escape del aire y de los gases y vapores formados por el arco, que deben detener en la forma más completa posible la proyección y el arrastre del aceite.

Todos los aparatos con dispositivo de maniobra exterior y los aparatos con dispositivo de maniobra interior de tensiones y poderes de corte nominales relativamente pequeños carecen de tubo de escape;

en los primeros el escape se efectúa por los agujeros de la tapa, en los segundos, entre la tapa y la cuba. Tales aparatos se llaman «no estancos al aceite»;

6) los accesorios, como ser el nivel de aceite, etc.

2. Cuba y tapa.

La cantidad de calor desarrollada normalmente en los interruptores es bastante pequeña, de modo que las cubas generalmente son lisas.

Las cubas, primitivamente de fundición, son actualmente, salvo las de aparatos muy pequeños, de chapa de acero soldada. Las de los aparatos de cuba única son rectangulares o circulares para tensiones

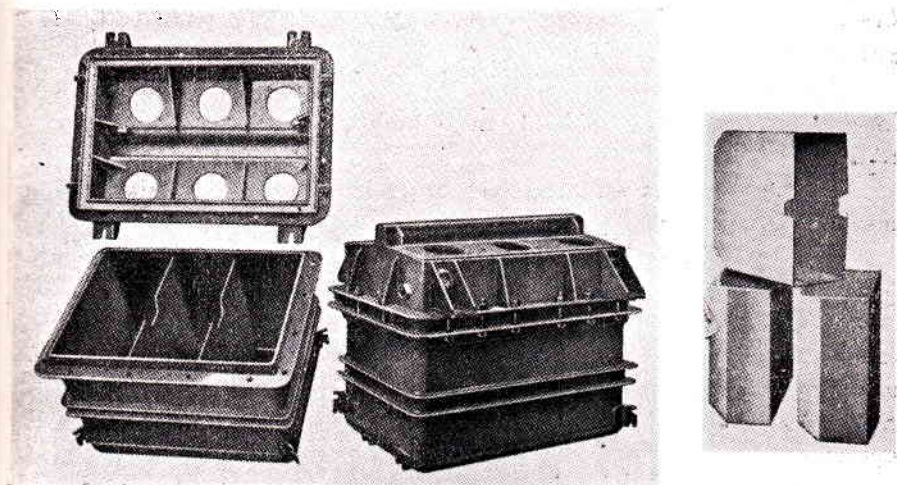


Fig. 97
Clisé Als-Thom

y poderes de corte reducidos, y circulares para tensiones y poderes de corte mayores. Las de los aparatos de cubas separadas y de tensiones moderadas (hasta 15 kV aproximadamente) son con frecuencia rectangulares si el poder de corte no pasa de alrededor de 50 MVA, y ovaladas para poderes de corte hasta de 250 MVA aproximadamente; en los aparatos de tensiones y poderes de corte mayores se utilizan cubas circulares.

Las cubas rectangulares son las más baratas, pero las menos resistentes mecánicamente a las presiones internas; para aumentar esta

resistencia se recurre a veces al fretado (**fig. 97**). Las cubas ovaladas son más resistentes que las rectangulares; asimismo representan una apreciable reducción de volumen sobre las circulares, que no son necesarias desde el punto de vista de las distancias de aislación (ver el párrafo siguiente), pero sí cuando se busca la mayor resistencia mecánica.

Para evitar la formación de arcos a la masa se emplean pantallas aislantes que recubren la cuba (**figs. 94**, ref. 26, **97** y **101**); entre la pantalla y la cuba se deja cierto espesor de aceite. En los aparatos cuya cuba tiene agujero de hombre se preve una compuerta aislante (**fig. 94**, ref. 29) para evitar toda solución de continuidad. En los aparatos multipolares de cuba única se separan las fases con tabiques aislantes; las separaciones representadas en la **fig. 97** son de acero, y cada fase está completamente rodeada por una guarnición aislante. Las guarniciones son resistentes al arco y es peligroso reemplazarlas por otras que no suministre el constructor.

Como se puede ver en las **figs. 94** y **95**, las rupturas en serie de un mismo polo pueden también estar separadas por tabiques aislantes, resistentes al arco.

En ciertos aparatos el fondo está revestido con un piso aislante de madera impregnada (**fig. 94**).

El cálculo del espesor e de la chapa de la cuba se hace en base a la presión interna. En el caso más simple de las cubas circulares $e = a + pD/2R$, donde a es una constante igual a 1 mm, p la presión interna máxima, D el diámetro de la cuba y R el trabajo unitario admisible del metal (en el acero dulce, que se emplea generalmente, $R \cong 9 \text{ kg/mm}^2$). La determinación de p y D se verá en el párrafo siguiente.

El cálculo del espesor de la chapa del fondo se hace por medio de las relaciones $e = pD/4R$ si el fondo es plano, y $e = p q/2R$ si el fondo es esférico de radio q .

La tapa puede ser de chapa de acero estampada, de acero soldado, de fundición de acero o, en los pequeños aparatos, de fundición gris. En el caso de intensidades nominales muy elevadas, el campo magnético creado por la corriente en los conductores de los aisladores de paso provoca en la tapa pérdidas por histéresis y corrientes de *Foucault*, que pueden ocasionar un calentamiento inadmisibles. A igualdad de corriente, dicho campo es más intenso en los interruptores con aislador de paso de diámetro menor, de modo que el valor de la corriente nominal peligrosa varía más o menos entre 500 y 1000 A al pasar de los aparatos de tensiones moderadas a los de tensiones muy

elevadas. Para intensidades superiores a éstas, las soluciones comúnmente adoptadas para evitar el calentamiento excesivo de la tapa son:

1) practicar ranuras normales a las líneas de fuerza del campo magnético, o sea a la circunferencia que delimita el agujero del aislador de paso; las ranuras se cierran por piezas de metal no magnético, fijadas por medio de bulones o, a veces, soldadas, dispuestas de modo que no constituyan un punto débil de la tapa, que podría ceder en el caso de fuertes presiones internas. Si consideramos una línea de fuerza de longitud l , el valor del coeficiente de reducción del campo magnético en la tapa es $l/[l + x (\mu_t/\mu_r - 1)]$, donde x es el ancho total de las ranuras a lo largo de esta línea de fuerza y μ_t y μ_r son las permeabilidades relativas de la tapa y del material de relleno respectivamente;

2) hacer la tapa de materiales no magnéticos, como, por ejemplo, bronce o aceros especiales.

Sobre la tapa van bulonados los collares de los aisladores de paso, con interposición de juntas, que aseguran una estanqueidad perfecta; ocurre lo mismo en el bulonado entre la tapa y la cuba (con excepción de los aparatos no estancos al aceite) y en el del agujero de hombre. En los interruptores de exterior la tapa y la cuba se protegen con pinturas especiales o con recubrimientos de protección; los bulones están generalmente parkerizados; los ejes del interruptor y del comando, y los eventuales ejes intermedios, pasan dentro de cañerías estancas.

3. Dimensionado de la cuba en los interruptores de ruptura libre.

En los primeros interruptores, que sólo debían cortar corrientes muy pequeñas, se dimensionaba la cuba basándose solamente en las distancias de aislación. Sea d la distancia necesaria para asegurar la aislación en el aceite entre dos piezas conductoras sometidas a la d.d.p. U . Suponiendo que se adopta la misma distancia de aislación entre bornes que entre bornes y masa, y que en el interior del aparato, en el aceite, no hay más piezas metálicas que los contactos, era suficiente dar a la sección transversal de la cuba la forma y las

dimensiones de la **fig. 98**. En cuanto a la sección longitudinal, nada indicaba qué valor adoptar para la altura del aceite sobre el nivel del contacto superior; en cambio resultaba claro que en el instante de extinción del arco debía existir entre el puente de los contactos móviles y el fondo de la cuba un espesor de aceite por lo

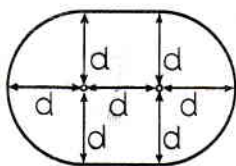


Fig. 98

menos igual a d . La carrera debía ser suficiente para asegurar la extinción de los arcos y la aislación en la posición abierta.

Tal dimensionado resulta incorrecto si la corriente cortada no es muy pequeña, porque la masa de gases y vapores formados no se puede considerar aislante, y debe enfriarse suficientemente antes de llegar bajo la tapa, de modo que el dimensionado racional exige un cuidadoso estudio del proceso del corte.

La energía desprendida en el arco calienta y vaporiza los electrodos y el aceite, disocia el vapor y calienta la mezcla gaseosa. El volumen gaseoso que rodea al arco va aumentando con la duración de éste. Los gases desarrollan cierta presión, variable con el tiempo; abstracción hecha de las pulsaciones, la presión crece en forma aproximadamente lineal durante el corte, llegando en general a un máximo hacia el fin del corte. Según algunos experimentadores, no parece haber ningún golpe notable de presión cuando se empieza a formar el arco.

Los gases producidos tratan de escaparse a través del aceite; los fenómenos ocurren de diversas maneras según la cantidad de gas que se forma, el número de arcos, las dimensiones transversales del interruptor, el espesor de la capa de aceite sobre los contactos y el del colchón de aire entre el nivel del aceite y la tapa. En los cortes que ponen en juego una energía considerable, en particular en los aparatos unipolares de rupturas múltiples, la presión de los gases proyecta el aceite que está arriba, casi como lo haría un pistón: el aire que estaba entre el nivel libre del aceite y la tapa es desalojado, y el aceite se ve detenido por la tapa, lo que produce un verdadero golpe de ariete y explica por qué un interruptor que no está fijo al suelo, o no lo está en forma suficientemente sólida, puede levantarse varios centímetros en los cortes violentos. Si se continúan formando gases por no haberse extinguido aún el arco, la presión sigue creciendo, el aceite es proyectado fuera del aparato a través de los tubos de escape, y si no se ha previsto un colchón de aire suficiente, la sobrepresión arriesga provocar la explosión del aparato. Es ésta la teoría del «pistón de aceite» de *Brühlmann*, sostenida por algunos ingenieros y combatida por otros. En el caso de corte de intensidades menores, el aceite levantado no basta para expulsar todo el aire, de manera que los gases que atraviesan el aceite se mezclan, bajo la tapa, con el aire; en ciertas condiciones esa mezcla puede ser detonante, como veremos luego.

En determinados casos, como por ejemplo el corte de un cortocircuito monofásico por un aparato tripolar de cuba única, no se pue-

de hablar de una superficie sensiblemente plana del «pistón de aceites» y si bien hay proyección de la capa de aceite, la mezcla de los gases con el aire bajo la tapa es probable, aún en los cortes violentos. Ciertos autores llegan a admitir que en realidad tal mezcla se produce siempre, aunque en proporciones diversas.

La descomposición del aceite produce hidrógeno, metano y etileno en proporciones variables, que dependen de la temperatura de los gases y de la duración del arco; como orden de magnitud indiquemos 70 % de H^2 , 10 % de CH^4 y 20 % de C^2H^4 , en volumen. Para esta composición la mezcla explosiva se produce si la relación entre el volumen del aire y el del gas está comprendida entre 0,68 y 11,5 (*Davies*). Por consiguiente, si fuera despreciable la evacuación del aire durante la ruptura, para evitar la formación de la mezcla explosiva el volumen de la cámara de aire tendría que ser mayor que 11,5 o menor que 0,68 veces el volumen de gases desprendidos por la corriente cortada nominal. La primera solución es, en general, impracticable; además la evacuación del aire haría bajar su proporción, formándose mezcla explosiva. Con la segunda solución se tiene una altura insuficiente del colchón de aire necesario para que el «pistón de aceite» no golpee la tapa en forma violenta; además se forma de todos modos la mezcla explosiva en el corte de las corrientes pequeñas. Pero la existencia de cierta cantidad de mezcla explosiva no se acompaña forzosamente de una explosión de consideración. El hecho es que el peligro de explosión disminuye con la temperatura de los gases que llegan bajo la tapa, y los gases se enfrían rápidamente al atravesar la capa de aceite. El mayor peligro de explosión existe, según una imagen de *Bauer*, cuando, a causa de una sobrepresión dinámica violenta, la capa de aceite es perforada y se forma una «chimenea gaseosa», por donde llegan los gases muy calientes a mezclarse con el aire.

A título de ensayo se ha tratado de disminuir el riesgo de explosión empleando un gas neutro encima del aceite; el anhídrido carbónico tiene el inconveniente de disolverse en el aceite; por el contrario el nitrógeno es insoluble, y los ensayos han demostrado que mezclado con el aire en proporciones iguales reduce considerablemente la potencia de la explosión. No obstante, tal solución complica mucho la instalación y no se ha utilizado.

Volvamos ahora al problema del dimensionado de la cuba.

Se ha dicho a veces que los interruptores de ruptura libre pueden ser «calculados»; vamos a examinar el procedimiento de *Charpentier*. Este ingeniero supuso que se debe considerar conductor el espacio

ocupado por los gases producidos por el arco, dado su elevado grado de ionización; en realidad la ionización de estos gases es muy variable, y tal hipótesis conduce a un error por exceso. De admitirla, sin embargo, las distancias de aislación se deben contar a partir de los límites de la burbuja gaseosa que rodea el arco ⁽¹⁾ (fig. 99).

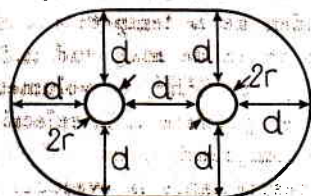


Fig. 99

Para obtener las dimensiones de ésta admitió por lo pronto que su volumen era $46,5 W \text{ cm}^3$, donde W es la energía puesta en juego en el arco, en kilojoule. Se basó para ello en los ensayos de *Bauer*, que han demostrado que 1 kJ de energía puesta en juego en el arco desprende $46,5 \text{ cm}^3$ ⁽²⁾ de gases, reducidos a la presión normal y a la temperatura de 293° K .

Tal proceder es objetable, puesto que durante la ruptura 1) el volumen de gases no tiene por qué ser el mismo que durante la medida a 293° K y presión normal, y 2) existen vapores de aceite que por condensarse no se encuentran en el volumen indicado a 293° K y presión normal. En realidad el volumen de gases durante la ruptura es q veces $46,5 W \text{ cm}^3$; q varía entre 3 y 7,5 aproximadamente (*Brühlmann*, *Altbürger* y otros); al admitir $q = 1$, se introduce un error por exceso antes mencionado.

Para determinar las dimensiones de la burbuja es necesario hacer una hipótesis sobre su forma. *Charpentier* admitió primero la forma esférica, obteniendo un valor del radio r que, como lo demostró la experiencia, condujo a dimensiones exageradas del interruptor. El mismo autor admitió entonces que la sección axial de la burbuja tiene la forma de la fig. 100, lo que está más conforme con la realidad. En efecto, los ensayos de *Altbürger* y *Kopeliovitch*, hechos sobre interruptores con cuba de vidrio, parecen demostrar que los gases empiezan por formar una esfera que rodea al arco: la esfera tiene primero

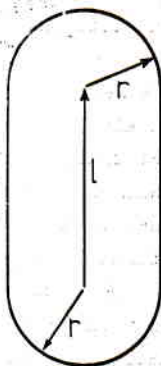


Fig. 100

(1) Obsérvese que estas consideraciones no tienen en cuenta el revestimiento aislante de la cuba.

(2) Las cifras indicadas por los diferentes experimentadores acusan a veces ciertas diferencias: por ejemplo, *Brühlmann* propone 50 cm^3 en vez de $46,5 \text{ cm}^3$. Carecemos de datos sobre cómo pueden ser afectadas por la clase o calidad del aceite.

tendencia a seguir hacia abajo, pero bajo el efecto del empuje hidrostático y a causa de la agitación del aceite, adquiere un movimiento ascendente; entrando de nuevo el arco en contacto con el aceite, lo vaporiza, formando una nueva esfera en la prolongación de la primera, de modo que la burbuja toma una forma alargada.

Charpentier admitió que la longitud l de la parte cilíndrica de la burbuja (fig. 100) es igual a la distancia entre los contactos en el momento de la extinción del arco, y que el cilindro está terminado de los dos lados por semi-esferas de radio r igual al de su base; para poder calcular r a partir de W predeterminó l tomando su valor numérico en centímetros igual al valor en kilovolt de la «tensión entre contactos en el instante final de ruptura» (tensión de restablecimiento entre contactos), lo que no es exacto.

Quedaba por calcular W . Para eso recurrió nuevamente a los ensayos de *Bauer*, quien propuso la fórmula

$$W = 0,07 U I t_a$$

donde U es la tensión de restablecimiento entre contactos, I la corriente cortada y t_a la duración del arco; El coeficiente numérico 0,07 ha sido determinado experimentalmente. Es interesante encontrar, basándonos en el estudio hecho en el parágrafo 5 del capítulo II, a qué caída de tensión en el arco, supuesta constante, corresponde dicho valor. Si para fijar las ideas admitimos que el circuito es puramente sélfico, que la corriente es sinusoidal antes de la separación de los contactos, y que éstos empiezan a separarse cuando la corriente pasa por cero (fig. 28), se encuentra que admitir el coeficiente 0,07 para la primera alternancia es admitir $e_a/E_m = 0,06$. En la misma alternancia, al valor $e_a/E_m = 0,31$, para el cual la energía desprendida es máxima, correspondería un coeficiente de *Bauer* igual a 0,22. La validez del coeficiente 0,07 para todos los aparatos de ruptura libre parece problemática.

La aplicación de la fórmula de *Bauer* presenta a su vez dos dificultades: una debida al desconocimiento de t_a y la otra al hecho de que los interruptores de ruptura libre poseen no una sino n rupturas en serie. En los aparatos de tensión nominal moderada, por ejemplo, del orden de 25 kV o menor, $n = 2$; en los aparatos de tensiones nominales más elevadas n es par y mayor que dos, y se elige de modo que la tensión nominal del aparato dividida por n esté comprendida entre 10 y 25 kV aproximadamente, variando este valor en forma considerable de un constructor a otro (25 kV en el aparato de la fig. 93,

15 kV en el de la fig. 94), pero entre límites más estrechos en los aparatos de diversas tensiones nominales del mismo constructor.

A los efectos de su cálculo preliminar, *Charpentier* determinó t_a dividiendo la tensión estrellada por ruptura en kilovolt por la «velocidad medias» de la separación de los contactos en metros por segundo, lo que tampoco es exacto. Por tensión estrellada por ruptura entendía la mayor de las tensiones por ruptura obtenidas al aplicar la tensión estrellada al conjunto de las rupturas en serie. Es posible que para determinar W por arco sea suficiente admitir $U = U_{re}/n$, pero de todos modos la cantidad de aproximaciones es tal que *el procedimiento de Charpentier no puede considerarse un cálculo*, si bien puede servir de punto de partida para un primer dimensionado. En el estado actual del conocimiento de los fenómenos, las dimensiones definitivas deben siempre ser fijadas mediante ensayos.

Volvamos al problema de la repartición de la tensión entre las rupturas, que interesa no sólo para el cálculo de W , sino que tiene además importancia en lo relativo a las distancias de aislación y al reencendido del arco, ya que influye sobre su longitud y duración.

La repartición de la tensión entre las rupturas en serie varía con el tiempo. En los primeros instantes después de la extinción del arco los caminos de este último conservan aún ciertas conductancias, que, junto con las capacidades de los diferentes contactos entre sí y a la masa, determinan la repartición de la tensión. En los aparatos de ruptura libre la deionización es lenta y la conductividad en general lo bastante importante como para admitir que en estos primeros instantes la tensión total se reparte uniformemente entre las rupturas en serie, puesto que la construcción es simétrica. Ya no ocurre lo mismo al cabo de cierto tiempo, cuando el aceite, calmada su agitación, llena de nuevo el espacio entre los contactos: la distribución del potencial está ahora regida por las capacidades de los contactos entre sí y con la masa; ahora bien, en un aparato de dos rupturas, con un conductor y la cuba a tierra, la tensión entre el puente móvil y el conductor a tierra puede ser del orden de $0,1 U_t$. Dicho de otro modo, en este caso la casi totalidad de la tensión está aplicada entre el contacto fijo relativo al conductor sano y los contactos móviles; sin embargo, al adoptar dos rupturas se trataba de hacer que cada una de ellas soportara la mitad de la tensión total. En el caso de seis rupturas en serie, la d.d.p. en los bornes de una puede ser del orden de 0,5 de la tensión total; en el caso de ocho rupturas, del orden de 0,3. Una solución para obtener una mejor repartición de la tensión consiste en utilizar dispositivos especiales, indispensables en ciertos aparatos modernos

de deionización muy rápida, donde son las capacidades las que rigen la repartición de la tensión; volveremos sobre este punto en el parágrafo 7.

Para determinar la carrera es necesario conocer

1) la longitud del arco en el instante de extinción, que depende de varios factores, en particular del número de rupturas en serie y de la velocidad mecánica de ruptura. Se ha constatado, en efecto, que la longitud del arco aumenta con la velocidad de ruptura, no obstante lo cual hay interés en aumentar esta última porque así disminuye la energía desprendida en el arco. Existe con todo un límite: a partir de cierto valor de la velocidad la disminución de la energía en el arco es demasiado pequeña y no compensa el aumento de la carrera y de las dificultades de construcción inherentes. Los constructores indican valores de la velocidad comprendidos entre 1 y 3 o más metros por segundo; el significado exacto de estos valores no es claro y debería precisarse de acuerdo con lo que observamos sobre la definición de la velocidad de ruptura en el parágrafo 3 del capítulo IV.

Agreguemos que la altura de aceite encima de los contactos fijos, e inclusive las dimensiones transversales de la cuba, afectan la presión interna durante la ruptura y con ello la longitud del arco;

2) la distancia de aislación necesaria entre los contactos fijos y móviles, estando abierto el interruptor;

3) el recorrido necesario para el frenado.

Por supuesto los dos primeros factores están influídos por el problema de la repartición de la tensión antes mencionado.

Fijado el número de rupturas, la altura de la cuba dependerá fundamentalmente de las siguientes consideraciones:

1) en el instante de la extinción definitiva del arco, el puente de los contactos móviles debe estar separado del fondo por la distancia de aislación necesaria; no es probable que ésta resulte afectada por los gases ionizados que rodean el contacto móvil. También es necesario tener en cuenta la carrera, cuya longitud acabamos de discutir;

2) la altura del aceite sobre los contactos fijos debe ser suficiente para asegurar: a) una presión hidrostática determinada, necesaria para obtener una extinción del arco más rápida y evitar la formación de la «chimenea gaseosa», y b) un enfriamiento conveniente de los gases que la atraviesan;

3) la altura del colchón de aire, que varía con el constructor. Se puede elegir el volumen de aire apenas superior al volumen de los gases desprendidos, para asegurar el funcionamiento del «pistón del

CUADRO I

TIPO	Tensión nominal			Tensión de conformo a 50 Hz		Poder de corte simétrico nominal	Poder de cierre nominal	Distancia a la masa		Distancia entre los ejes de las cubas	Número de ruptu- ras por polo	Carrera total de los contactos móviles	Diámetro de la cuba	Altura del aceite sobre los contac- tos fijos	Altura total del interruptor	Volumen total del aceite	Peso del aparato sin aceite y sin comando
	en seco	baja lluvia		en el aire	en el aceite												
	kV	kV	kV	MVA	kA	cm	cm	cm	cm								
MERLIN-GERIN																	
HT24				500					4		80				1750	2800	
HT26	70	200	180	1000	30	60	27		6	40	100	55			2500	3400	
HT36 A	90	250	220	1100	25	80	45		6	40	130	80			5750	4800	
HT36 B	115	290	260	1000	25	100	45		6	40	130	80			5750	4800	
HT46 A	150	365	320	1500	20	120	50		6	56	170	100			11500	9000	
HT46 B	165	400	350	1500	20												
DELLE																	
GE 5	15	40	31	500	60			44	2		40			192	275	1100	
FE 5				1000												1200	
GE 6	25	60	51	500	60			59	2		55			214	705	1850	
FE 6				1000												1950	
GE 7	35	80	71	500	60			76	4		70	53	212	1100		2050	
FE 7				1000												2150	
GE 8	45(50)	120	101	500	60			100	6		79		206	1350		1500	
FE 8				1000												1700	
GE9 bis	75	160	151	500	40			134	6		104		246	2425		2200	
FE9 bis				1000												2700	
GE 10	90	190	181	750	40			155	6		125	80	287	4200		5400	
FE 10				1500												5850	
GE11(1)	120	250	241	1000	24			212	10		151		427	9600		9300	
FE11 (1)				2000												10650	
GE12(1)	150	310	301	1000	24			235	10		176		479	13800		9900	
FE12 (1)				2500												11700	
GE14(1)	220	450	441	1000	24			330	10		266		725	49500		25500	
FE(4 (1)				2500												27500	

(1) Para montaje directo sobre el piso.

aceite» sin choques violentos, siempre que no haya riesgo de que se produzcan explosiones peligrosas.

Por supuesto, las distancias en el aceite pueden ser afectadas por la presencia de las pantallas aislantes y por la forma de las piezas conductoras: a veces se agregan piezas metálicas especiales (por ejemplo, anillos) para hacer más uniforme el campo eléctrico en el interior del aparato.

Para mostrar las diferencias que existen de un constructor a otro, indicamos en el cuadro I algunos datos interesantes relativos a dos series de interruptores tripolares de exterior, de cubas separadas y frecuencia nominal 50 Hz.

Veamos ahora la determinación del espesor de la chapa de la cuba, problema que, como dijimos en la pág. 184, exige el conocimiento del valor de las presiones internas, además del de las dimensiones transversales de la cuba. Para formarnos una idea tratemos de determinar el orden de magnitud de las presiones estáticas que se podrían producir por el desprendimiento gaseoso; haremos los cálculos dentro de dos hipótesis. En la primera admitiremos la existencia de un pistón de aceite perfecto, es decir, supondremos que el aceite levantado por los gases expulsa completamente el aire y obtura el pasaje. El volumen v de la cámara de aire es el ocupado a $T_1 = 293^\circ \text{ K}$ por el aire a la presión atmosférica p_1 ; si despreciamos la variación del volumen del aceite, el mismo volumen v está ocupado, después del funcionamiento, por los gases a la temperatura T'_2 y a la presión p'_2 ; se tiene $p'_2 = M'R'T'_2/v$, donde M' es la masa de los gases y vapores producidos y R' la constante de la mezcla. Veremos en seguida cómo determinar M' .

Consideremos ahora la segunda hipótesis, admitiendo que los gases atraviesan el aceite y se mezclan con el aire bajo la tapa; para ponernos en un caso límite suponemos que el escurrimiento por el orificio de escape es despreciable. Sean p''_2 la presión buscada y M'' y T''_2 respectivamente la masa y la temperatura de los gases y vapores enfriados, a su llegada a la cámara de aire. Se deduce $p''_2 = (M + M'') R''T''_2/v$; M se determina por $M = p_1 v / RT_1$; en unidades C. G. S. $M \cong 0,0012 v$.

Para determinar M' es necesario conocer por una parte el volumen v' y la composición de la mezcla formada por unidad de energía desprendida en el arco, y por otra, esta energía, W ; M'' difiere de M' por la condensación del vapor de aceite al atravesar la capa de aceite para llegar a la cámara de aire. De acuerdo con lo visto más arriba $v' \cong 50 q \text{ cm}^3/\text{kJ}$, y $W \cong n [0,07 (U/n) It_a] = 0,07 UIt_a$.

La temperatura media T'_2 está comprendida entre 550° y 1200° K aproximadamente; la temperatura media T''_2 depende del espesor de la capa de aceite y de la velocidad ascensional de los gases ($0,6$ a $0,7$ m/s para burbujas de $1,4 - 2$ dm³); éstos se enfrían hasta tomar la temperatura del aceite unos $0,15$ s después de la extinción del arco (*Kopeliovitch*).

Los valores de p'_2 y p''_2 no son los únicos que se deben considerar, porque existe también el problema de las sobrepresiones dinámicas y de las producidas por las explosiones bajo la tapa. En general, se adoptan para el cálculo de la cuba presiones del orden de 12 kg/cm², superiores a las que resultarían del simple desprendimiento gaseoso. Notemos que con frecuencia se adopta el mismo valor en los aparatos de ruptura controlada.

Observemos, para terminar, que el dimensionado interior basado sobre una burbuja ficticia de gases conductores, a partir de la cual se cuentan las distancias de aislación en la sección transversal, permite prever el sentido de la variación de la mayor corriente que puede cortar el aparato cuando varía la tensión de empleo U_e . En efecto, al disminuir las distancias de aislación con U_e , se dispone de un espacio mayor para la burbuja gaseosa, cuyas dimensiones a su vez disminuyen con el producto de la corriente cortada por la tensión de restablecimiento entre contactos, U_{rc} , la cual varía proporcionalmente a U_e ; finalmente el valor de cresta de la tensión transitoria de restablecimiento, $u_{r\ max}$, disminuye con U_{rc} . Debido a todas estas razones el interruptor puede cortar una corriente mayor bajo una tensión de empleo menor; con frecuencia se admite que la corriente cortada crece en razón inversa de la tensión de empleo cuando ésta disminuye, mientras no se llega a cierto límite que, por razones térmicas y electrodinámicas, no se puede sobrepasar por baja que sea U_e .

4. Interruptores de ruptura controlada. Generalidades.

Como ya dijimos, exteriormente los interruptores de ruptura controlada no se diferencian en nada de los de ruptura libre; la **fig. 101** representa un polo de un interruptor B.T.H. para 132 kV, de cámara de chorro de aceite, representada en detalle en la **fig. 106**. Interiormente, la diferencia consiste, en general, en la colocación, sobre los aisladores de paso, de cámaras de extinción (**figs. 101, 108**, etc.) ⁽¹⁾; en los aparatos examinados en este capítulo, la energía de con-

(1) La cámara se adoptó inspirándose en unos aparatos de la General Electric Co, de tensión relativamente baja, puestos a punto desde los primeros años de la construcción de los interruptores, donde el aceite era el agente de extinción pero no el de aislación (ver el capítulo VI, párrafo 1), y en los que la ruptura se hacía en un recipiente muy resistente y de dimensiones reducidas.

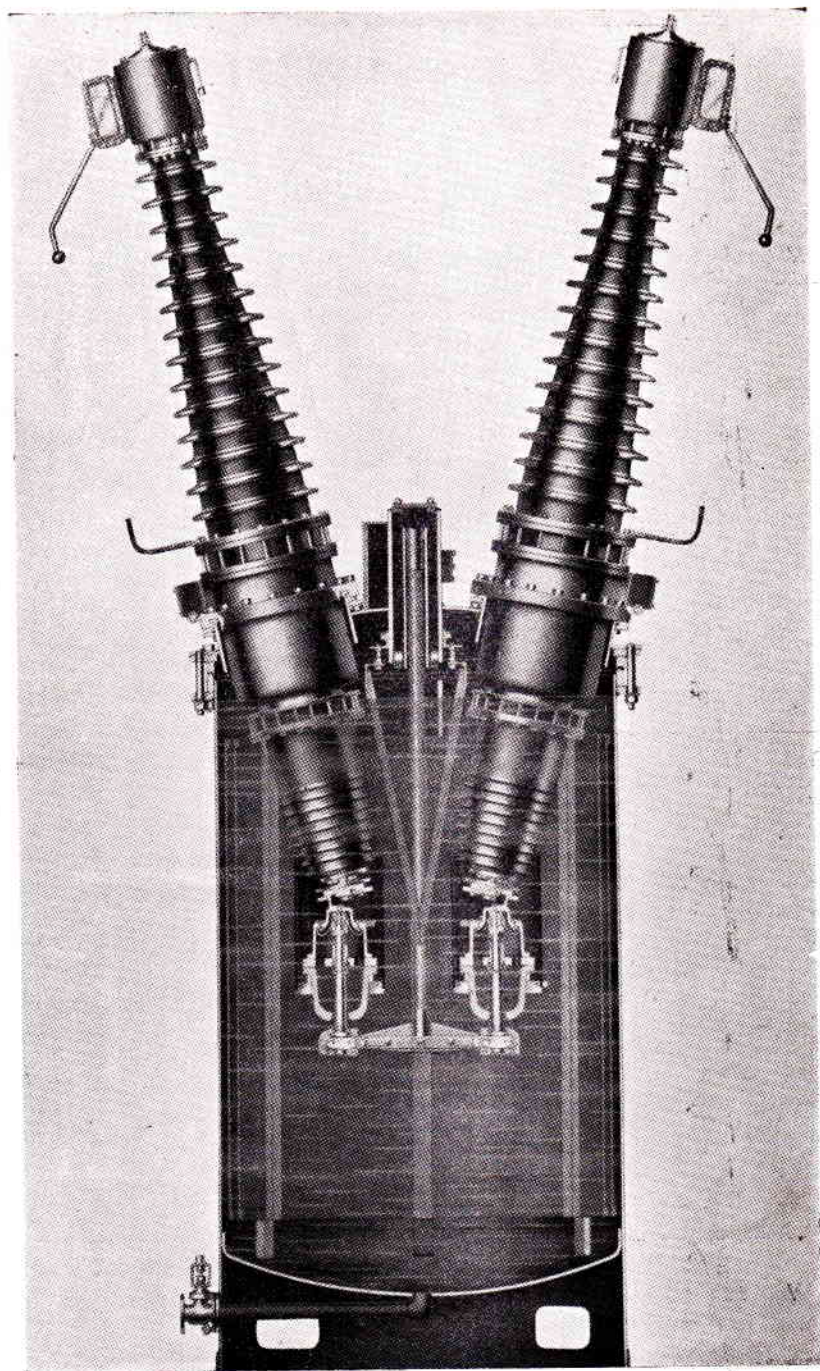


Fig. 101
Clisé British Thomson Houston Co.

CUADRO II

T I P O	Tensión nominal	Poder de corte trifásico asimétrico	Distancia entre los ejes de las cubas	Diámetro de la cuba	Altura total del interruptor	Volumen total del aceite
	kV	MVA	cm	cm	cm	l
WESTINGHOUSE El. and Mfg. Co. - Interruptores tipo G O (grilla de ion)						
4 A	15	1000	92	67		1080
2	23	500	64	51		660
3 A	34.5	1000	92	73		1260
2		500	99	81		1780
3	46	1000	114	92		2440
3 A		1000	114	92		3120
5 (1)	69	2500	183	147	355	9070
2A (1)		1000	173	147	432	10680
3A (1)	115	1500	183	158	460	12300
2A (1)		1500	183	158	488	13050
3A (1)	138	2500	244	183	488	19300
2A (1)		1500	305	183	508	20000
3A (1)	161	2500	224	196	548	23180
2 (1)	230	2500	396	277	731	58600
GENERAL ELECTRIC Co - Interruptores Tipo FHKO 339 (cámara de chorro)						
24B—L 25 A	15	1000	67	66		1000
24A—L 25 A	23	500	67	62		950
28B—L 37 A	34,5	1000	80	72		1250
32A—L 50 A		500	95	83		2100
32B—L 50 A	46	1000	95	83		2100
42B—F 73 A		1000	132	108		4080
60D—F 73 A (1)	69	2500	193	154	399	10200
54B—F 2 (1)		1000	183	139	438	8700
60C—F 2 (1)	115	1500	193	154	453	11500
60B—F 3 (1)		1500	193	154	478	12100
72C—F 3 (1)	138	2500	214	185	490	17800
72B—F 4 (1)		1500	214	185	522	19300
78C—F 4 (1)	161	2500	229	200	531	23100
108C—F 7 (1)	230	2500	518	277	689	58100
APÉNDICE: Aparatos de duración total de corte igual a 5 o 3 ciclos.						
WESTINGHOUSE El. and Mfg. Co - Interruptores tipo GM (cámara de chorro)						
2 (1)	115	1000	168	127	409	6460
3 (1)		1500				
2 (1)	138	1500	183	137	450	8130
3 (1)		2500				
3 (1)	169	2500	213	158	498	13280
4 (1)		3500				
2 (1)	220	2500	244	213	645	31750

(1) Para el montaje directo sobre el piso.

troil está suministrada total o principalmente por el propio arco.

Las cámaras de los aparatos cuya duración total de corte no baja de 8/60 s son de una o dos rupturas: se obtienen así interruptores de dos o cuatro rupturas por polo, aún en tensiones y poderes de corte nominales muy elevados, que en los aparatos de ruptura libre obligarían a disponer más rupturas en serie sin obtener duraciones de corte tan reducidas. Para disminuir más todavía la duración de corte, se aumenta en general el número de rupturas por cámara (ver el § 7). Sólo en muy pocos modelos hay más de dos cámaras por polo; un ejemplo son los interruptores A.E.G. de 100 a 200 kV, 2000 MVA, de cuatro cámaras por polo, donde las dos cámaras adicionales están fijadas a la tapa mediante aisladores soporte (fig. 102).

En los aparatos de cámaras de extinción montadas sobre los aisladores de paso puede haber reducción del espacio ocupado y del volumen de aceite, debido, como ya notamos en el párrafo 1, a que dichas cámaras permiten la construcción de aparatos tripolares de cuba única para tensiones y poderes de corte nominales elevados, que, con ruptura libre, habrían exigido el empleo de cubas separadas. Sin embargo, si no interviene esta causa, las dimensiones exteriores y el volumen de aceite suelen ser, prácticamente, de la misma importancia en los aparatos de ruptura controlada de duración total de corte igual a 8/60 s y en los de ruptura libre, como se puede ver comparando los cuadros I y II; en este último consignamos algunos datos relativos a aparatos tripolares de ruptura controlada, con cubas separadas, de exterior, de duración total de corte igual a 8/60 s y de frecuencia nominal 60 Hz ⁽¹⁾.

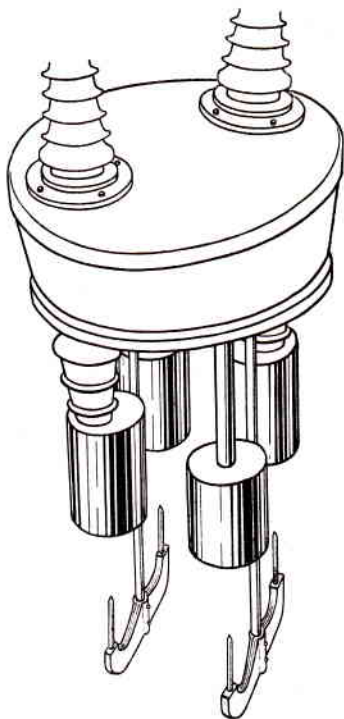


Fig. 102

⁽¹⁾ Ya terminada la redacción de esta obra, han sido realizados comercialmente aparatos de aislación por aceite de duración total de corte de 5/60 s o 3/60 s que ocupan un espacio menor y cuyo volumen de aceite ha sido reducido sensiblemente a la mitad, si bien sigue siendo considerable. Los datos relativos a estos interruptores están consignados en el apéndice del cuadro II.

5. Interruptores de ruptura controlada sin cámaras de extinción montadas sobre los aisladores de paso.

La adopción de cámaras de extinción sobre los aisladores de paso no es la única solución empleada para el control del arco en los aparatos de aislación por aceite. En los interruptores G. E. Co, de interior, tripolares, de cuba única, para tensiones moderadas, del tipo representado en la **fig. 103**, la cuba está dividida por un tabique en dos cá-

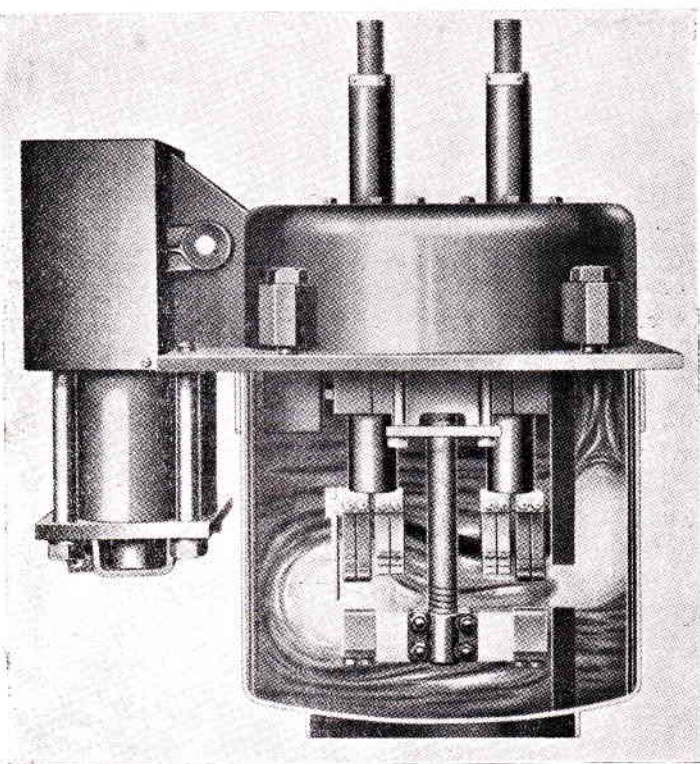


Fig. 103
Clisé General Electric Co.

maras por polo, la de la izquierda, donde se desarrollan los arcos, y la de la derecha, de escape de los gases. Las aberturas de comunicación entre las dos cámaras se encuentran dispuestas frente a los arcos de la derecha (**fig. 103**), de modo que bajo la influencia de la presión desarrollada por los arcos, los gases y el aceite atraviesan los arcos de la derecha, que son extinguidos por este chorro transversal. El cuerno que se observa sobre el contacto de la izquierda limita la longitud del

arco correspondiente y por lo tanto el valor de la presión en la cámara de ruptura. La misma compañía y sus concesionarias han construido variantes basadas en el mismo principio (en particular, aparatos de ruptura horizontal).

En los interruptores de este tipo hay reducción de las dimensiones exteriores y del volumen de aceite respecto a los de ruptura libre y mismas tensión y poder de corte nominales.

6. Cámaras de extinción de los interruptores de duración total de corte superior o igual a ocho ciclos.

1. Cámaras de explosión

Fueron las primeras cámaras de extinción empleadas, realizadas por la General Electric Co. Después de perfeccionamientos de detalle, su aplicación permitió obtener en tensiones muy elevadas duraciones totales de corte del orden de 10 a 16 ciclos en las cámaras equipadas con contactos laterales (fig. 104) y de 8 a 12 ciclos en las de contactos frontales (fig. 105).

Se distingue entre las cámaras de explosión metálicas, aisladas interior y exteriormente para evitar cebamientos del arco a la cámara (fig. 104), y las cámaras hechas

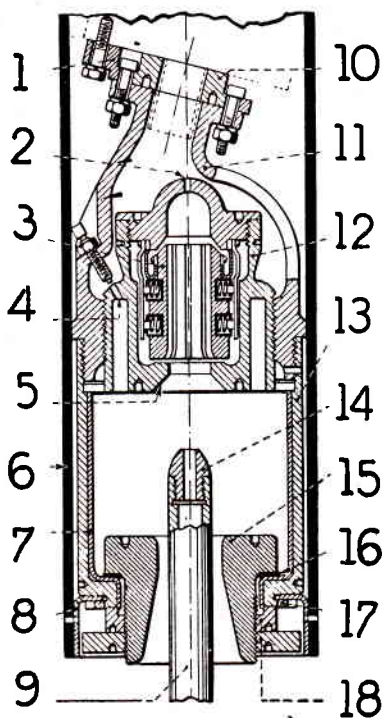


Fig. 104

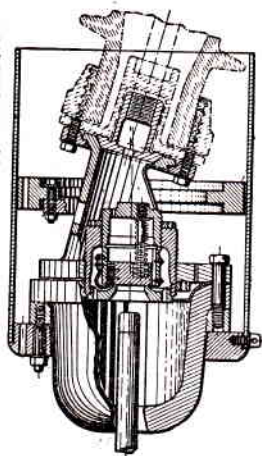
Clisé Als-Thom-General Electric Co.

REFERENCIAS

1. Brida de bloqueo.
2. Orificio de evacuación de los gases.
3. Segmentos del contacto elástico.
4. Orificio de evacuación de los gases.
5. Cono de corte del arco.
6. Cilindro aislante.
7. Revestimiento aislante.
8. Soporte del cilindro aislante.
9. Contacto móvil.
10. Tuerca de toma de corriente.
11. Soporte.
12. Caja del contacto elástico.
13. Cámara de acero.
14. Cabeza amovible del contacto móvil.
15. Guía aislante.
16. Junta.
17. Tuerca de bloqueo del cilindro aislante.
18. Tuerca y contra-tuerca aislantes.

enteramente de material aislante moldeado, utilizadas en tensiones más elevadas (**fig. 105**). Los detalles de construcción varían ligeramente de una casa constructora a otra; las cámaras representadas en las **figs. 104** y **105** son las de la casa Als-Thom, concesionaria en Francia de las patentes de la General Electric Co.

En el proceso del corte hay que distinguir dos partes; en la primera el dedo móvil, que es macizo o hueco, según el constructor, ob-



Ci. 3268 EM
Fig 105
Clisé Als-Thom-General
Electric Co.

tura la salida; en la segunda, la salida es libre. Si la corriente cortada es suficiente, la presión y la turbulencia aumentan rápidamente mientras la salida está obstruida, acelerando la ruptura, que de este modo puede efectuarse antes que el contacto móvil haya salido de la cámara; pero en general el corte se produce en el primer pasaje de la corriente por cero, después de salir el contacto de la cámara, ya que al quedar libre el pasaje la sobrepresión en la cámara proyecta violentamente los gases y el aceite en el trayecto del arco y la deionización es mucho más intensa: se encuentra ya aquí el principio de la deionización por chorro, que fué más tarde racionalizado y perfeccionado, como se verá en el párrafo siguiente.

La presión que reina en la cámara puede aumentar sensiblemente la velocidad del contacto móvil; es ésta otra circunstancia favorable a la ruptura.

El valor de la presión alcanzado con una corriente dada depende de la relación m entre la sección de la varilla móvil y la sección del orificio de salida de la misma varilla. Se comprende la importancia de la elección de m si se recuerda que todas las características del arco y del corte dependen de la presión; si se quiere que el efecto de la cámara se haga sentir para corrientes reducidas, la presión puede ser excesiva en el corte de las corrientes muy intensas. Algunos constructores limitan la presión en la cámara, sea haciendo la cámara elástica, es decir, que se abre para una presión dada (ver, por ejemplo las **figs. 107**, ref. 3, y **138**, ref. 6), sea previendo aberturas suficientes en las partes laterales o superior de la cámara.

No se debe creer que la presencia de la cámara preserva a la cuba contra las sobrepresiones. Se han observado puntas de presión tan

elevadas como en los aparatos de ruptura libre, aunque netamente inferiores a la presión que se desarrolla en la cámara; ésta está prevista, en general, para resistir 80-100 kg/cm²; su dimensionado es completamente empírico y su construcción sólo se ha podido poner a punto realizando ensayos sistemáticos.

II. Cámaras de chorro de aceite

Un gran perfeccionamiento de la cámara de explosión, introducido por primera vez por la General Electric Co, consistió en modificar su construcción en forma de procurar que un chorro de aceite fresco se proyecte sobre el trayecto del arco; se pudo así reducir apreciablemente la duración total de corte. Examinaremos algunas de las cámaras realizadas, distinguiendo entre las de chorro longitudinal y las de chorro transversal.

1. Chorro longitudinal.

A. Cámara General Electric Co — British Thomson Houston Co.

La **fig. 106** representa la cámara de chorro de la British Thomson Houston Co, según la patente de la General Electric Co. Entre el con-

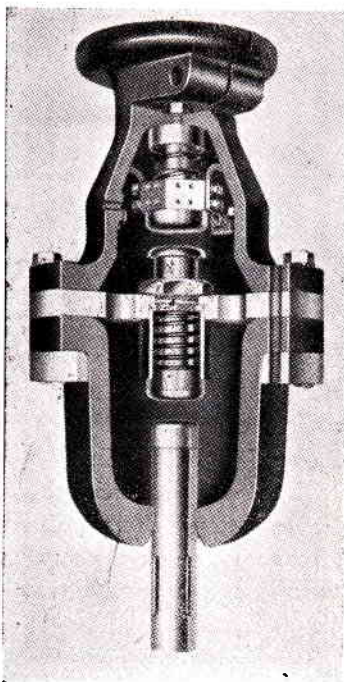


Fig. 106

Clisé B. T. H.-General Electric Co.

tacto fijo y el móvil se observa un contacto intermedio. El contacto móvil está formado por un tubo con orificios laterales, que se abren en la cuba después que el tubo ha efectuado cierto trayecto. Al empezar el corte el contacto intermedio descende junto con el contacto móvil, contra el cual está apretado por un resorte, comprimido al cerrar el interruptor. El arco empieza, pues, por formarse entre el contacto fijo y el intermedio, y origina una elevada presión en el compartimiento superior de la cámara, que comunica por medio de orificios circulares con el compartimiento inferior, de modo que la presión del aceite de éste también aumenta. Después de un corto recorrido el contacto intermedio es detenido por un tope, mientras que el tubo móvil continúa descendiendo. Se forma así un segundo arco entre el contacto inter-

medio y el tubo móvil, pero los orificios del tubo ya se abren en la cuba y el aceite del compartimiento inferior, bajo presión, es expulsado a través del tubo, deionizando enérgicamente el trayecto del segundo arco. Con esta cámara la duración total de corte es de 8 ciclos, y menos en casos favorables ⁽¹⁾.

B. Cámara A.S.E.A.

La **fig. 107** representa la cámara de chorro de la casa A.S.E.A. Cuando se separan los contactos el arco permanece al principio en el compartimiento A y produce en él una fuerte presión, que trata

REFERENCIAS

1. Orificio en la tapa.
2. Parte superior de la tapa metálica.
3. Resorte de la válvula de seguridad.
4. Parte inferior de la tapa metálica.
5. Aro elástico del pistón.
6. Resorte del pistón.
7. Contacto fijo.
8. Camisa exterior.
9. Orificios de comunicación del compartimiento C con la cuba.
10. Pistón diferencial de material aislante.
11. Aro elástico del pistón.
12. Fondo de la cámara de material aislante.
13. Contacto móvil.
14. Canal del contacto móvil.

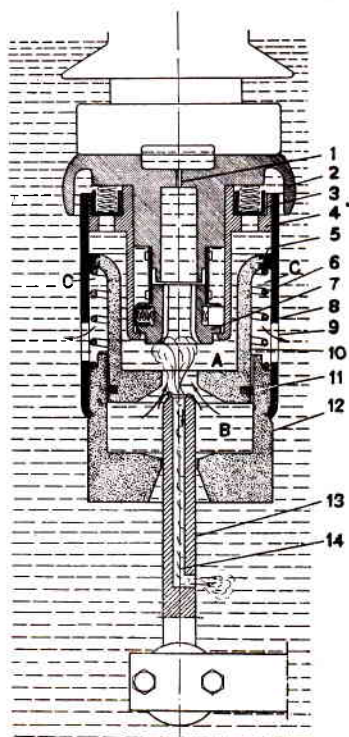


Fig. 107
Clisé A.S.E.A.

de hacer descender el pistón que separa los compartimientos A y B. Como el compartimiento B está prácticamente cerrado, en esta primera fase del corte el pistón no se mueve en forma apreciable y los efectos del arco son: compresión del aceite en B y expulsión de una parte del aceite de A por el conducto central del contacto móvil hacia la cuba, lo que ya provoca cierta deionización. Cuando, prosiguiendo su carrera descendente, el contacto móvil abre el pasaje entre los compartimientos A y B, el aceite de este último se proyecta violentamente

(1) No se debe olvidar que la duración del arco relativa a la corriente cortada nominal depende del factor de potencia del circuito y de la tensión transitoria de restablecimiento.

tamente hacia el primero, mientras el pistón desciende. La deionización total que se obtiene así es muy intensa. Obsérvense las válvulas de seguridad que impiden que la presión en el compartimiento A pase de cierto valor.

La **fig. 108** representa la parte interior de un interruptor tripolar de cuba única, equipado con las cámaras de extinción de la **fig. 107**.

2. Chorro transversal.

A. Cámara Metropolitan Vickers Electrical Co.

La **fig. 109** representa la cámara de chorro de la Metropolitan Vickers Electrical Co, para 66/88 kV. La sobrepresión provocada por

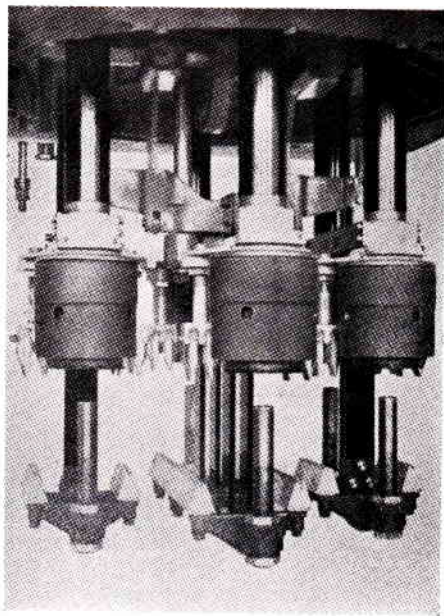


Fig. 108
Clisé A.S.E.A.

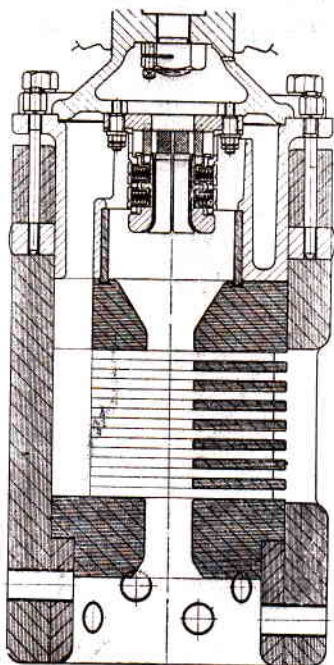


Fig. 109
Clisé Metropolitan-Vickers
Electrical Co.

el arco expulsa el aceite a través del propio arco, por aberturas laterales cuyo número varía con la tensión nominal del aparato; la salida inferior está todavía obturada por el contacto móvil cuando se extingue el arco.

B. *Interruptor General Electric Co* (sin dispositivos de extinción montados sobre los aisladores de paso).

Otro ejemplo de chorro transversal lo ofrece el interruptor de la **fig. 103**, ya examinado.

La existencia de patentes ha obligado a los constructores a realizar un considerable número de cámaras de chorro de aceite, más o menos diferentes, pero basadas en definitiva sobre los principios expuestos. No hay por qué continuar aquí dando ejemplos; veremos otras cámaras de chorro de aceite (y también de otros flúidos) en el capítulo VI, al estudiar los interruptores de aislación por porcelana.

C. *Grilla deión Westinghouse El. and Mfg. Co.*

Este tipo de cámara de extinción también permite reducir a 8 ciclos la duración total del arco. La grilla deión (**figs. 110 y 111**) está formada por placas de los tipos a_1 , a_2 , a_3 y h , representadas a

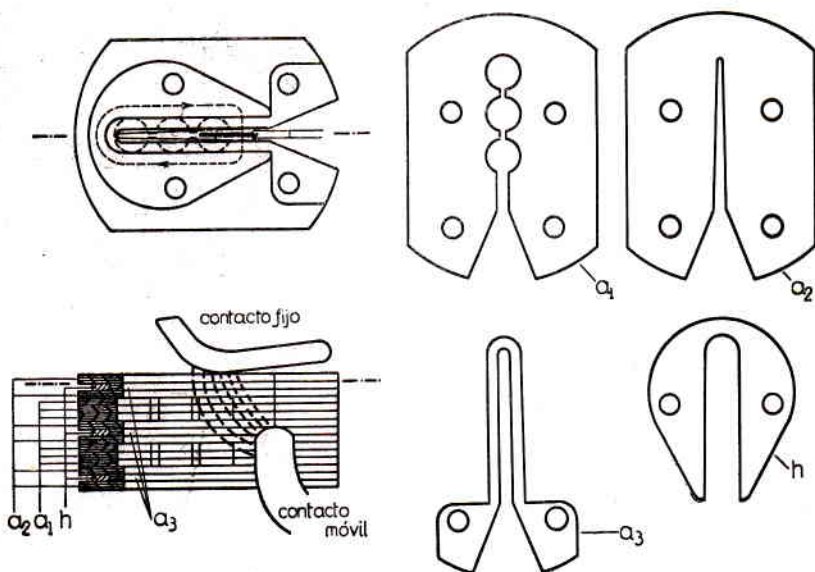


Fig. 110

la derecha de la **fig. 110**, que se reúnen en la forma representada a la izquierda de la misma figura. Las placas a_1 , a_2 y a_3 son aislantes; las placas a_3 se ubican en el interior de las placas h . Las ranuras talladas en cada elemento de la grilla forman un canal estrecho, de paredes aislantes, en el que los contactos se separan verticalmente. En la **fig. 111** se puede apreciar el aspecto exterior de las grillas de

un aparato de 110 kV. El aceite contenido en el canal y en las bolsas de sección circular de las piezas a_1 , dispuestas a ciertos intervalos, sólo comunica con la cuba por aberturas laterales que son tan pequeñas que se puede despreciar la cantidad de aceite que se escapa por ellas durante el corte. Al separarse los contactos, el arco, estirado a la entrada del canal, es desplazado hacia el fondo de éste por 1) la

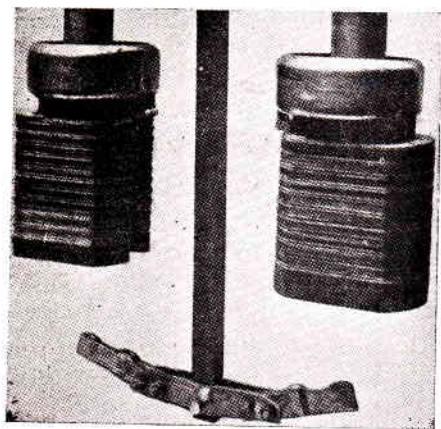


Fig. 111

Clisé Westinghouse El. and Mfg. Co.

repulsión electrodinámica del circuito principal del interruptor que, en general, es relativamente pequeña, y, sobre todo, por 2) la acción del fuerte campo magnético producido en la ranura por el mismo arco gracias a la presencia de las placas de hierro h ; en la parte superior izquierda de la fig. 110 se ha representado en trazo punteado una línea de fuerza. El desplazamiento del arco se efectúa en toda su longitud contra el aceite, asegu-

rando una intensa deionización. El material que constituye la grilla está saturado de aceite, que es vaporizado, así como el del canal y el de las bolsas de las piezas a_1 , protegiendo a la grilla contra el arco y participando en la extinción de éste. El número de las diversas placas de la grilla, sus dimensiones y ordenamiento dependen de la tensión y de la corriente cortada nominales del interruptor; en primera aproximación la altura de la grilla crece como la raíz cuadrada de la tensión nominal.

7. Cámara de extinción de los interruptores de muy alta tensión de duración de corte de tres y cinco ciclos.

1) Aparatos de duración total de corte de tres ciclos

La Westinghouse El. and Mfg. Co. y la General Electric Co han construido aparatos de aceite de duración total de corte de 3/60 s, y de tensión nominal igual a 287 kV, para la línea de Boulder Dam, cuya estabilidad exige una duración de corte tan reducida.

El aparato de la General Electric Co, que es de aislación por aisladores de porcelana, será estudiado en el capítulo VI, párrafo 2.

A continuación consideraremos el aparato de la Westinghouse El. and Mfg. Co, que es de aislación por aceite.

A. *Interruptor Westinghouse El. and Mfg. Co.*

El aparato posee dos cámaras de extinción especiales por polo, llamadas «grillas» (**figs. 113-115**).

La extinción tan rápida del arco en tan altas tensiones se ha realizado mediante rupturas múltiples dentro de cada grilla. La elección del número de rupturas —cinco por grilla en el aparato considerado— ha requerido un estudio particular: un número demasiado elevado de rupturas complica inútilmente la construcción, mientras que un número muy ajustado arriesga prolongar la duración del arco. Además, la necesidad de obtener una repartición de la tensión suficientemente uniforme entre todas las rupturas ha obligado a agregar condensadores auxiliares, constituidos por hojas metálicas situadas en el

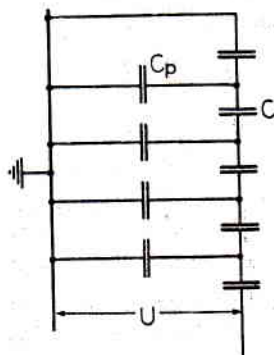


Fig. 112

interior de los cilindros aislantes que rodean las grillas del aparato (**fig. 113**, ref. J). En efecto, dada la rapidez del corte y por lo tanto la enérgica deionización que se trata de obtener, la repartición de la tensión transitoria de restablecimiento se rige principalmente por la distribución de las capacidades, y no por la conductancia de los espacios entre contactos, como ocurre en los aparatos de deionización poco intensa. Ahora bien, se puede considerar, en forma simplificada, que los contactos en serie de una grilla forman una cadena de capacidades C entre sí y C_p a tierra

(o piezas al potencial de tierra) (**fig. 112**); el potencial U_n de un punto de unión de dos condensadores C es $U_n = (2 + C_p/C)U_{n-1} - U_{n-2}$: la repartición se aleja tanto más de la uniforme cuanto mayor es C_p/C , y para mejorarla hay que disponer condensadores auxiliares de capacidad importante en paralelo con las capacidades C . Obsérvese que en la grilla estudiada (**fig. 113**) los condensadores auxiliares no están uno a uno en paralelo con los contactos correspondientes, porque la experiencia demostró que la distribución del potencial era suficientemente uniforme sin estas conexiones. La presencia de estos condensadores auxiliares uniformiza no sólo la repartición de la d.d.p. entre las rupturas de una grilla, sino también entre las dos grillas del polo. Notemos que otra solución, en principio posible, para mejorar la repartición de la tensión transitoria de res-

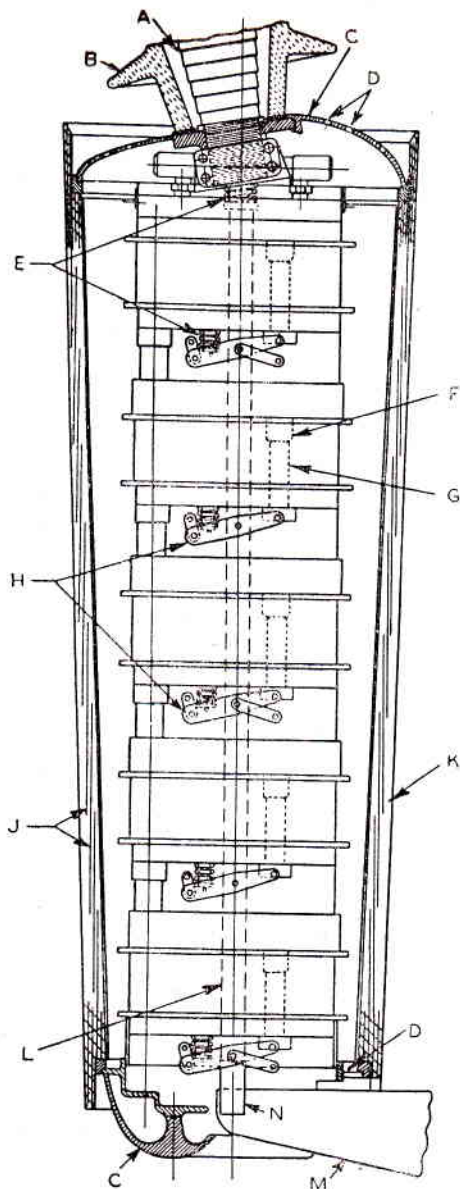


Fig. 113

Clisé Westinghouse El. and Mfg. Co.

tablecimiento sería aumentar la conductancia entre contactos, disponiendo en paralelo con las rupturas resistencias convenientes:

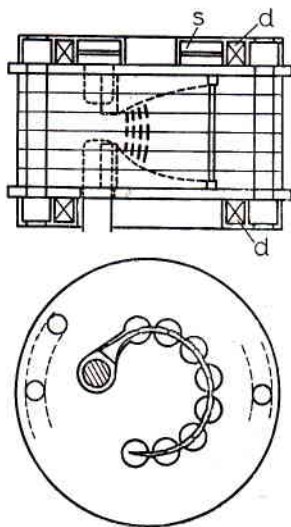


Fig. 114

La **fig. 113** representa el detalle de una grilla. En la apertura el puente móvil *M* descende, permitiendo a las varillas de maniobra *L* abrir los diez contactos activos *G* de las grillas, que se desplazan con notable aceleración, debida a las palancas *H* y

REFERENCIAS

- A. Aislador de paso de tipo condensador.
- B. Protección de porcelana contra el arco.
- C. Pantalla de aluminio.
- D. Orificios de escape de los gases.
- E. Resortes de aceleración.

- F. Contacto fijo.
- G. Contacto móvil.
- H. Palanca de los contactos.
- J. Hojas metálicas.
- K. Cilindro soporte de las pantallas.
- L. Varilla de maniobra.
- M. Puente móvil.
- N. Dedos de contacto del puente móvil.

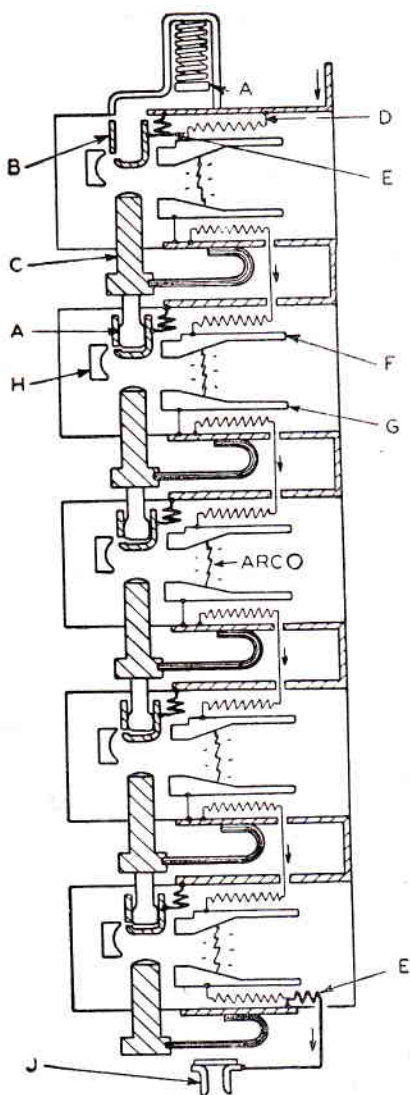


Fig. 115

Clisé Westinghouse EI and Mfg. Co.

REFERENCIAS

- A. Pistón.
- B. Contacto fijo hueco.
- C. Contacto móvil.
- D. Bobina shunt de muchas espiras.
- E. Bobina serie de dos espiras.
- F. Cuerno para-chispas superior.
- G. Cuerno para-chispas inferior.
- H. Deflector del aceite.
- J. Dedos de contacto.

a los resortes *E*. Los dedos *N* del puente móvil no se separan de los contactos fijos correspondientes de las grillas mientras duran los arcos; después de la extinción introducen la distancia de aislación necesaria en la posición abierta, luego de calmada la agitación del aceite. En el cierre el puente móvil levanta las varillas de maniobra *L*, que por medio de las palancas *H* cierran simultáneamente los diez contactos activos.

Cada grilla está constituida por cinco elementos, cada uno de los cuales comprende placas aislantes y placas de fondo, de acero; las placas aislantes tienen la forma indicada en la **fig. 114**; poseen un canal en forma de arco de circunferencia, dentro del cual se desplaza el arco por la acción de un campo magnético radial obtenido por medio de bobinas especiales, en serie *s* y en derivación *d*, alojadas en las placas de fondo de cada elemento. Las placas de fondo superiores llevan los contactos fijos; las inferiores poseen un orificio que deja pasar al contacto móvil; todas estas placas tienen parachispas en forma de cuernos de altura variable, que se alojan en el canal, lo mismo que los contactos fijos y móviles; en esta forma los arcos se van alargando a medida que se desplazan.

La **fig. 115** muestra el esquema de las conexiones de una grilla. Las bobinas serie *E*, que es-

tán normalmente en circuito cuando el aparato está cerrado, soplan los arcos —apenas éstos se producen— sobre los cuernos *FG*, donde se desplazan bajo la acción de los campos magnéticos de las bobinas shunt *D*, que están en circuito sólo mientras dura el arco. El aceite encerrado en las grillas, especialmente el que está en las bolsas cilíndricas dispuestas a lo largo del canal (fig. 114) es descompuesto por el arco y lo deioniza muy rápidamente; los gases se escapan por aberturas previstas al efecto. Los pistones *A* provocan mecánicamente chorros de aceite auxiliares, que extinguen rápidamente los arcos en el corte de pequeñas intensidades.

El diámetro de las cubas de este aparato es de 3 m, el volumen total de aceite es de 96000 l y la altura total del interruptor es de 8,8 m.

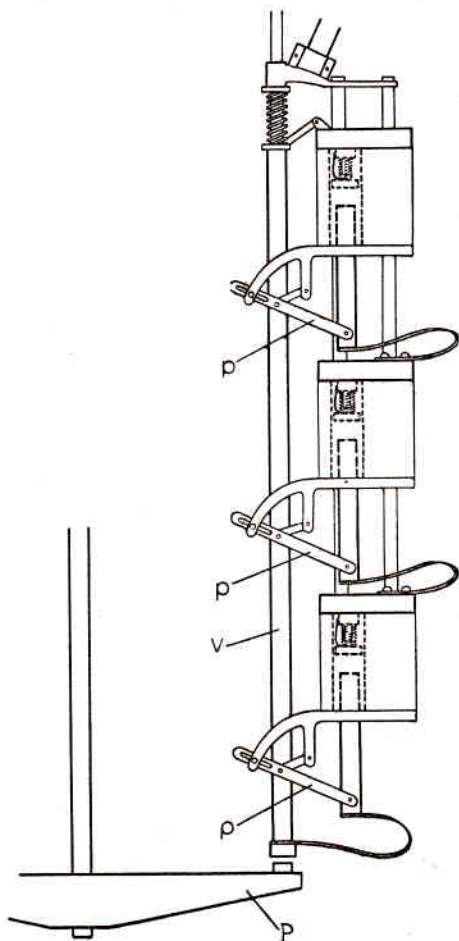


Fig. 116

II) Aparatos de duración total de corte de cinco ciclos

El precio de los interruptores de $3/60$ s es muy elevado y actualmente una duración total de corte tan reducida se precisa en relativamente pocos casos, de modo que las casas constructoras han puesto a punto aparatos algo menos rápidos, de $5/60$ s, de aplicación en las grandes redes donde los aparatos de 8 ciclos resultan demasiado lentos, sin que se precisen aparatos tan rápidos como los de 3 ciclos.

A. Dispositivo de extinción de la Westinghouse El. and Mfg. Co. ⁽¹⁾

Existen dos dispositivos por polo. Cada dispositivo consiste en un montaje en cascada de grillas de ión, dos para 138 kV, tres para 230 kV (**fig. 116**). Las grillas contienen los contactos activos; sólo difieren de las descritas en la parte C del párrafo precedente por las placas de fondo y por su construcción más cerrada, habiéndose suprimido el canal lateral: el escape de los gases se efectúa por aberturas especialmente previstas.

El puente móvil *P* actúa sobre una varilla vertical *v*, que por intermedio de palancas auxiliares *p* cierra y abre los contactos activos. En esta forma se puede obtener una considerable aceleración de los contactos activos sin exigir una aceleración excesiva del travesaño.

Después de producida la extinción, los contactos de seccionamiento del puente móvil *P* aseguran la distancia de aislación necesaria en la posición abierta.

B. Dispositivos de extinción de la General Electric Co.

Existen dos dispositivos por polo. Cada dispositivo consiste en un cilindro (**fig. 117**) que contiene los contactos activos fijos y móviles. Estos últimos están montados sobre una varilla aislante central, terminada por un contacto de seccionamiento que comunica con el dedo de contacto del puente móvil. Los contactos de seccionamiento sólo se separan después de la extinción de los arcos en los contactos activos, introduciendo la distancia de aislación necesaria en la posición abierta. Los contactos activos delimitan en el cilindro aislante compartimientos, cada

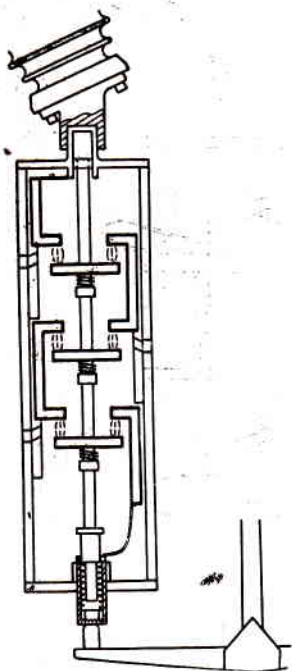


Fig. 117

⁽¹⁾ Ya terminada la redacción de esta obra, la casa Westinghouse realizó nuevas cámaras, de dos arcos en serie: la sobrepresión debida al primer arco provoca un chorro transversal a través del otro, efectuándose el escape de los gases ionizados por varios orificios distribuidos a lo largo del segundo arco. Empleando estas cámaras se obtienen aparatos de 5/60 s y 3/60 s, en tensiones nominales entre 115 y 220 kV, con sólo dos cámaras —o sea cuatro rupturas— por polo. Para mejorar la distribución de la tensión transitoria de restablecimiento y facilitar el corte, las cámaras se shuntaron por resistencias. En las cámaras para 3/60 s se agrega un chorro auxiliar mecánico.

uno de los cuales tiene una abertura frente al lugar donde se formará uno de los arcos. En el disparo los contactos del cilindro son los primeros en separarse, y los arcos provocan un aumento de presión en los compartimientos correspondientes, proyectando un chorro de aceite que sale por los orificios atravesando la mitad de los arcos; en definitiva, cada compartimiento reproduce el principio de extinción de la **fig. 103**.

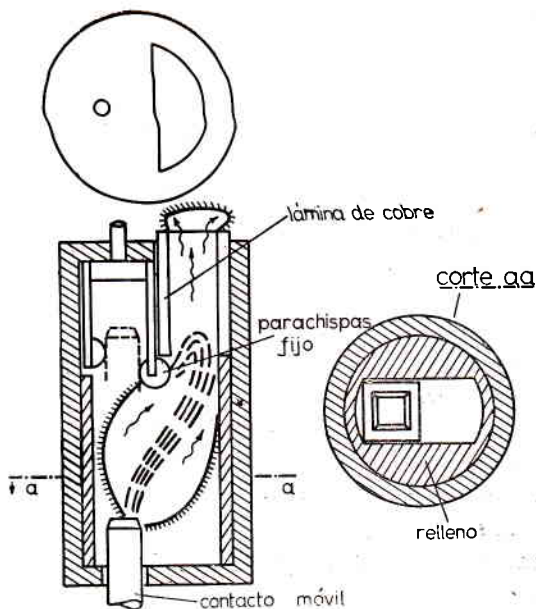


Fig. 118

Los aparatos para 138 kV contienen dos compartimientos por cilindro y los de 230 kV tres.

C. Cámara de la Pacific Electric Mfg. Co.

Esta casa ha puesto a punto una cámara de construcción particular, que llamó «de expulsión». Se hizo con el propósito de aprovechar al máximo las propiedades deionizantes del chorro de gases provenientes de la descomposición del aceite, que —según el cons-

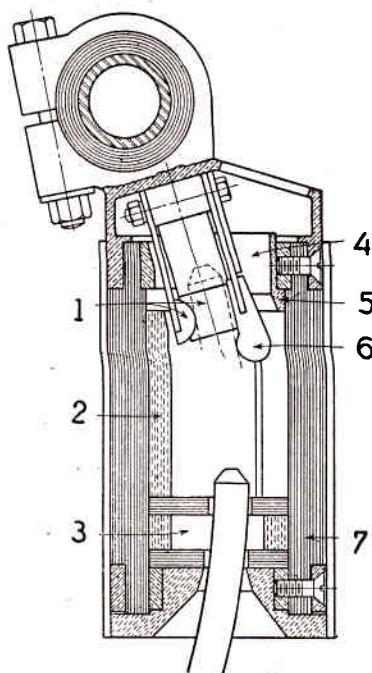


Fig. 119

Clisé Pacific Electric Mfg. Co.

REFERENCIAS

1. Contactos de presión elevada.
2. Relleno.
3. Bolsa de aceite.
4. Tobera de expulsión.
5. Revestimiento aislante.
6. Para-chispas.
7. Cilindro principal.

tructor— es obstaculizado en las cámaras de explosión normales por el exceso de aceite.

La cámara está esquematizada en la **fig. 118**; un material de relleno disminuye el volumen del aceite de modo que éste es descompuesto casi totalmente por el arco formado entre un para-chispas fijo y el contacto móvil. Los gases expulsan por una abertura superior al aceite contenido en un canal lateral, cuya sección se puede elegir independientemente de la del cuerpo principal de la cámara; una lámina de cobre permite que el arco se alargue en el canal. El pasaje inferior está cerrado por el contacto móvil, y una vez expulsado el aceite, los gases se escapan por el canal lateral, deionizando enérgicamente el arco. Se prevén las dimensiones de modo que el aceite sea expulsado del canal lateral en un cuarto de período aproximadamente, permitiendo que el chorro gaseoso ya se produzca en el primer pasaje de la corriente por cero.

La **fig. 119** representa el corte de una cámara que se adapta a un interruptor que se abre por rotación de los contactos móviles. Una bolsa de aceite situada cerca de la abertura de salida del contacto móvil constituye una reserva de aceite por si el arco persiste cuando el contacto móvil deja la cámara. En tensiones elevadas se disponen rupturas múltiples, utilizando hasta seis cámaras por polo, con tres cámaras, montadas una encima de otra, sobre cada aislador de paso.

8. Nota anexo: Resistencias adicionales.

Durante varios años se emplearon con cierta frecuencia interruptores de aislación por aceite provistos de resistencias de choque o, a veces, de resistencias de protección.

Las resistencias de choque, utilizadas en los aparatos de ruptura libre y en los de ruptura controlada, estaban destinadas a reducir las sobreintensidades esencialmente transitorias de cierre de los transformadores, cables largos, etc., y a reducir las sobretensiones en el corte de las corrientes débiles, particularmente al desconectar los transformadores en vacío.

La **fig. 120 a** representa esquemáticamente una disposición relativa a un polo de un interruptor de ruptura libre: la resistencia de choque, R_c , móvil, es puesta en circuito por medio de los para-chispas adicionales a y b , siendo luego corto-circuitada por los para-chispas normales c y d . La **fig. 120 b** representa una disposición relativa a un polo de un interruptor de ruptura controlada: las resistencias R_c , fijas, se conectan entre los para-chispas normales y adicionales, c y a , d y b .

En la apertura los para-chispas normales son los primeros en separarse, formándose los arcos correspondientes, shuntados por las resistencias de choque. Si la corriente cortada es pequeña, como ocurre, por ejemplo, al desconectar los transformadores en vacío, los arcos se extinguen, sin volverse a encender, en un pasaje por cero de la corriente anterior a la separación de los para-chispas adicionales: las resistencias R_c quedan así introducidas en serie en el circuito y el corte final, por los para-chispas adicionales, es fácil, sin que se produzcan sobretensiones notables, debidas a la extinción brusca del arco antes del pasaje natural de la corriente por cero. Se preconizó dar a R_c el valor $0,9U/I_0$, donde U es la tensión estrellada e I_0 la corriente en vacío del transformador.

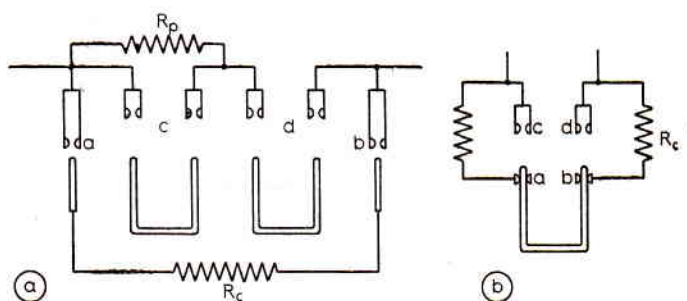


Fig. 120

En cambio, si la corriente cortada es muy importante, los arcos en los para-chispas normales se siguen reencendiendo, no obstante la presencia de R_c , hasta después de separados los para-chispas adicionales, de modo que las resistencias de choque no llegan a introducirse en serie en el circuito, si bien con el dispositivo de la **fig. 120 b** siguen shuntando directamente las partes ac y bd de los arcos.

El inconveniente de las resistencias de choque consiste en que complican la construcción, especialmente en los aparatos de ruptura libre; sin dejar lugar a dudas fueron responsables de algunos accidentes, de modo que hacia 1930 fueron prácticamente abandonadas, en particular porque los progresos en la construcción de los transformadores hacían inútil la introducción de las resistencias en el cierre. No obstante, el principio de facilitar el corte mediante resistencias elevadas en paralelo con el arco, que amortiguan la oscilación libre, es correcto, y el agregado de tales resistencias puede ser muy útil en el corte de corrientes capacitivas por aparatos de ruptura controlada de deionización muy rápida, tal como ya lo notamos en las págs. 51 y 126: el corte rápido simplifica el problema de la construcción de

estas resistencias, cuya instalación sobre cámaras como la de la **fig. 117**, entre la base del aislador de paso y el contacto fijo de seccionamiento, es particularmente fácil.

La resistencia de protección o de corte, R_p (**fig. 120 a**), debía fundamentalmente facilitar el corte de las corrientes de corto-circuito en los aparatos de rupturas múltiples. Su valor era lo bastante reducido como para que los arcos del puente c , shuntados por ella, no se volvieran a encender después de un pasaje por cero, pero lo bastante importante como para que, en un pasaje por cero ulterior, se facilitara el corte de los arcos del puente d , en serie con R_p . En los interruptores antiguos, de duración de corte relativamente considerable, la resistencia R_p debía ser voluminosa a causa de la capacidad calorífica exigida; a veces estaba colocada en una cuba independiente, y cada polo del interruptor debía poseer un aislador de paso más. La ganancia en poder de corte obtenida agregando la resistencia R_p no justificaba las complicaciones de construcción y el aumento de precio que ocasionaba y se abandonó en cuanto los ensayos sistemáticos permitieron construir interruptores de funcionamiento seguro para todas las potencias de corte deseadas. Pero con el advenimiento de los aparatos de corte rápido, el problema de la resistencia de protección se volvió a presentar y en forma más ventajosa, porque las dimensiones de la resistencia pueden ser pequeñas; veremos su aplicación en el capítulo VI, parágrafos 6 y 7.

CAPÍTULO VI

Interruptores de aislación por aisladores de porcelana: de aceite, agua, aire y gases sublimados

Los aparatos descriptos en este capítulo son todos de ruptura controlada. Salvo excepción carecen de aisladores de paso, consistiendo en cámaras de extinción instaladas sobre aisladores soporte; todos los aparatos con aisladores soporte son de polos separados.

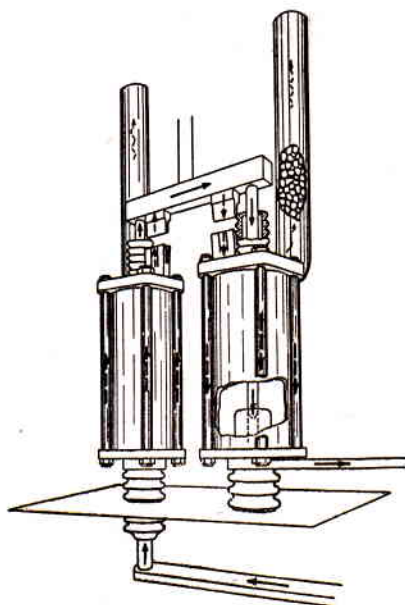
Estudiaremos sucesivamente los interruptores de aceite, de agua, de aire y de gases sublimados. Los de aceite se suelen llamar «de pequeño volumen de aceite», debido a que dicho volumen es muy inferior al de los aparatos estudiados en el capítulo V. La reducción de volumen es menos o más marcada, según que los aisladores soporte estén o no rellenos de aceite.

1. Interruptores de aceite de chorro generado por la corriente a cortar, con o sin chorro auxiliar generado mecánicamente.

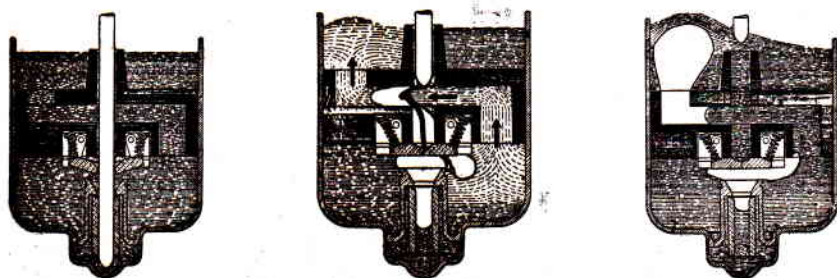
Los interruptores descriptos en *A-D* son de chorro transversal; los descriptos en *E* y *F* son de chorro longitudinal.

A. Interruptores General Electric Co.

Estos aparatos, de interior, primitivamente de cámara de explosión, datan de 1903; a partir de 1931 la cámara de explosión fué reemplazada por una de chorro de aceite. Se construyen para tensiones nominales moderadas, hasta 23 kV; permiten obtener poderes de corte nominales muy elevados, hasta 2500 MVA asimismo.



La **fig. 121** representa esquemáticamente un polo del aparato. Las flechas de trazo lleno indican el trayecto de la corriente cuando la posición de los contactos móviles es la de la figura: los contactos principales, exteriores a la cámara e indispensables en razón de las altas intensidades nominales, están separados, no así los para-chispas, situados en el interior de la cámara. Las flechas de trazo punteado indican el trayecto de la corriente que pasa por los contactos principales. Pueden observarse además los separadores de gravilla.



Clisé General Electric Co.

La **fig. 122** ilustra el funcionamiento de la cámara de extinción del aparato: el interruptor está representado cerrado (izquierda), en el instante de la apertura en que existen los dos arcos (centro), y después de la extinción de los arcos (derecha). El proceso del corte es el

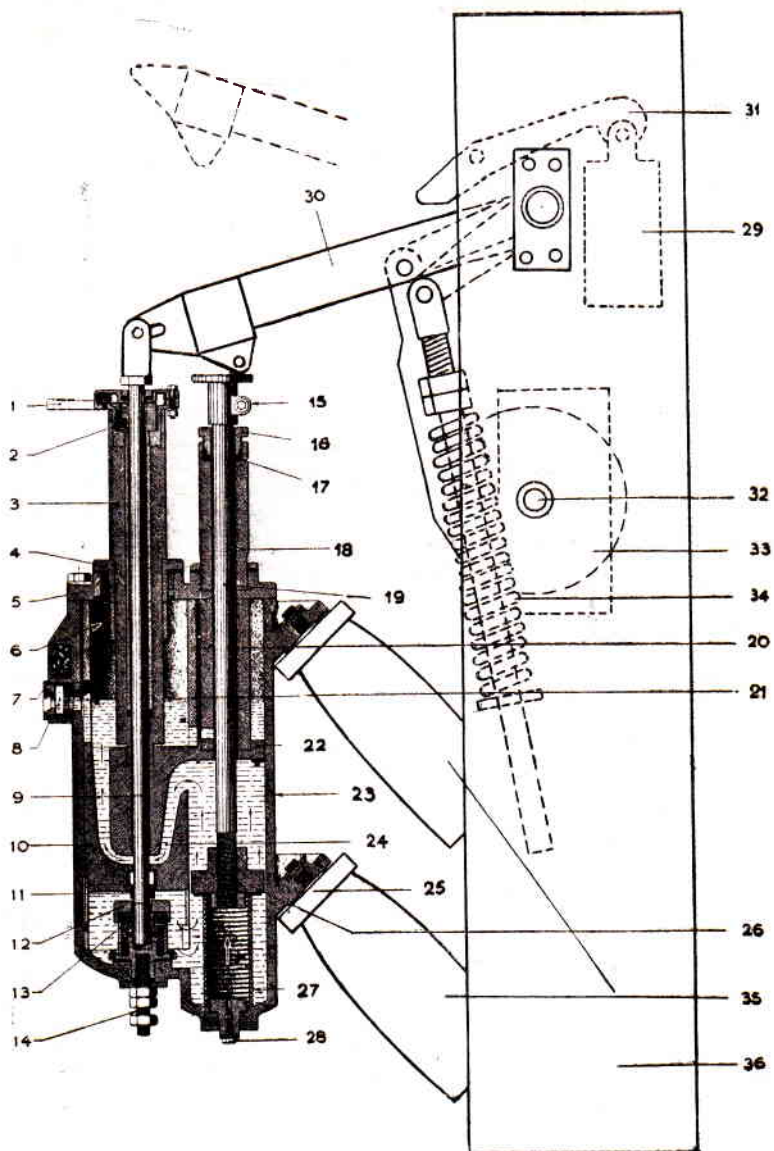


Fig. 123
Cilsé Als - Thom completado

REFERENCIAS

- | | | |
|--|-------------------------------------|-------------------------------|
| 1. Borne superior. | 13. Contacto fijo inferior. | 25. Pestaña de fijación. |
| 2. Contacto fijo superior. | 14. Borne inferior. | 26. Pistón. |
| 3. Aislador de paso, guía de la varilla móvil. | 15. Oreja de la varilla del pistón. | 27. Resorte del pistón. |
| 4. Collar del aislador de paso. | 16. Prensa-estopas. | 28. Tapón de vaciado. |
| 5. Tapa. | 17. Junta. | 29. Amortiguador. |
| 6. Cámara de aire. | 18. Guía de la varilla del pistón. | 30. Palanca aislante. |
| 7. Escape. | 19. Varilla del pistón. | 31. Palanca del amortiguador. |
| 8. Nivel de aceite. | 20. Guía. | 32. Arbol de transmisión. |
| 9. Varilla móvil de contacto. | 21. Camisa. | 33. Caja de maniobra. |
| 10. Pantalla aislante inferior. | 22. Pantalla aislante superior. | 34. Resorte de disparo. |
| 11. Aletas de resortes. | 23. Cuba. | 35. Aisladores soporte. |
| 12. Para-chispas fijo. | 24. Canal del chorro de aceite. | 36. Chasis. |

siguiente: en su movimiento ascendente, la varilla móvil, poco después de haberse separado del para-chispas fijo, permite que se unan las aletas de resorte, que mantenía separadas. El arco, primitivamente entre el para-chispas fijo y la varilla móvil, se encuentra así fraccionado en un arco primario entre el para-chispas fijo y las aletas, y uno secundario, entre las aletas y la varilla móvil. La sobrepresión que produce el arco primario en el compartimiento inferior hace pasar un chorro de aceite a través del arco secundario.

B. Interruptores Als-Thom.

Se construyen interruptores de interior para tensiones nominales hasta 17 kV y poderes de corte nominales de 200 MVA sim y 750 MVA sim, e interruptores de exterior para tensiones nominales comprendidas entre 35 y 220 kV y poderes de corte nominales hasta 2500 MVA sim.

En los aparatos de interior de 750 MVA la cámara de extinción es la de la **fig. 122**; la cantidad de aceite es de alrededor de 4 litros por polo.

En los aparatos de 200 MVA la cámara es algo diferente; con el fin de acelerar el corte de las corrientes pequeñas se combinó un chorro autogenerado con un chorro auxiliar provocado mecánicamente.

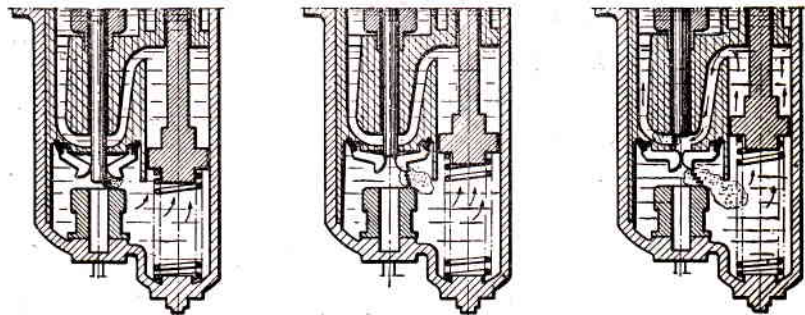


Fig. 124
Clisé Als-Thom

La **fig. 123** representa la sección de un polo del aparato de 17,5 kV, 200 MVA, y la **fig. 124** el detalle de la cámara de extinción en tres fases sucesivas del proceso de corte. Del mismo modo que en la **fig. 122** las aletas dividen el arco, pero aquí el chorro de aceite es producido por un pistón. Cuando el aparato está cerrado (posición de la **fig. 123**), la palanca aislante 30, articulada en el extremo de la varilla móvil de contacto 9, y que apoya sobre el plato de la varilla del pistón 19, bloquea a la vez las dos varillas; el pistón 26 comprime

entonces el resorte 27. En la apertura dicha palanca levanta rápidamente la varilla 9; la varilla 19 es movida más lentamente por el resorte 27 y por la fuerza que la presión desarrollada por el arco primario ejerce sobre el pistón 26. Si la corriente cortada es pequeña, el chorro de aceite a través del arco secundario se debe principalmente al resorte del pistón; por el contrario, en el corte de corrientes

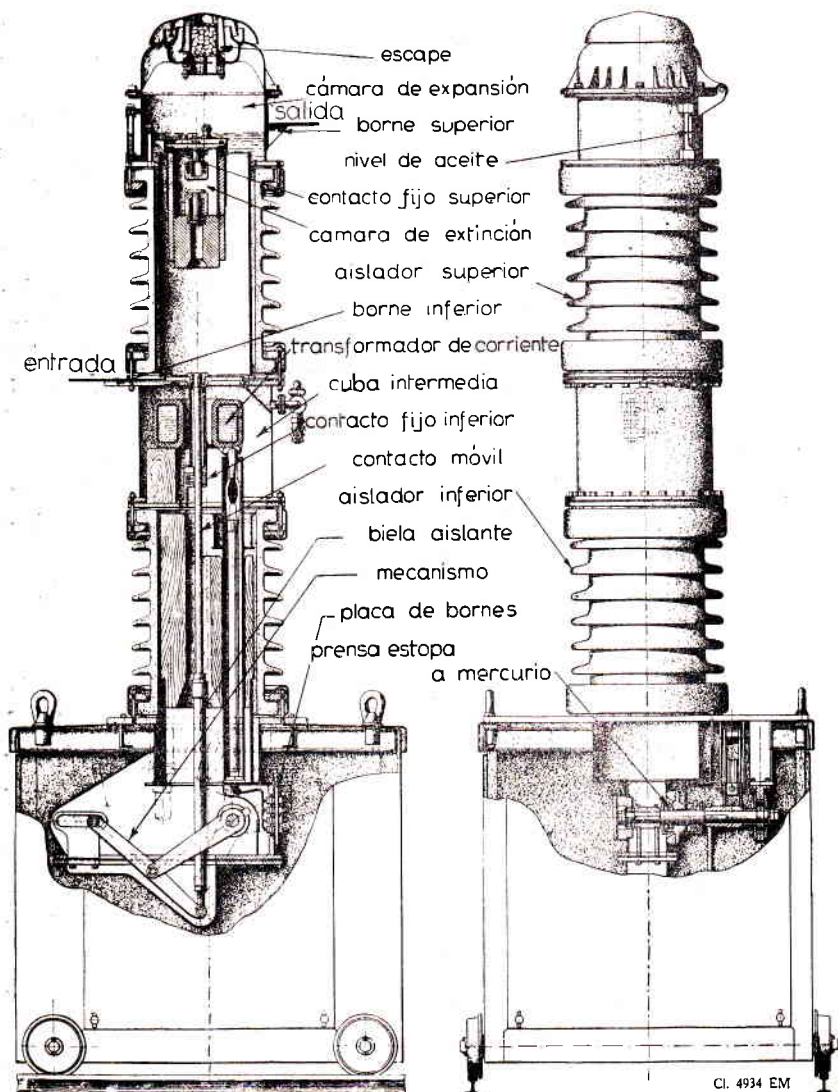


Fig. 125
Clisé Als-Thom

intensas la presión desarrollada por el arco primario aumenta notablemente la velocidad del pistón, que llega a ser mucho mayor que la que se obtendría con el resorte solo. El aparato contiene alrededor de 2,5 litros de aceite por polo; la duración total de corte es de 0,07 s.

La **fig. 125** representa la sección de un polo de un aparato de la serie de alta tensión de exterior. Cada polo tiene la forma de una columna aislante dispuesta sobre una base que contiene el cárter del mecanismo, de chapa soldada, atravesada solamente por el árbol de comando. La columna comprende 1) un aislador inferior, 2) una cuba intermedia, que contiene el contacto fijo inferior, y, eventualmente, un transformador de intensidad (solamente para tensiones inferiores o iguales a 90 kV) y un divisor capacitivo de tensión, y 3) el aislador superior, hueco, de longitud suficiente para evitar que haya que agregar un seccionador, al revés de lo que han adoptado otros constructores (ver, por ejemplo, *E* y *F* del mismo parágrafo). El aislador superior contiene la cámara de control, de chorro de aceite, del tipo de contacto intermedio, cuyo principio ha sido dado en el parágrafo 6 del capítulo precedente, **fig. 106**;

en la parte superior hay una cámara de expansión, que permite la libre dilatación del aceite y reduce la sobrepresión consecutiva al corte; los gases salen por un escape lleno de guijarros de sílex. Toda la columna, así como el cárter, están llenos de aceite; para evitar las fugas, el árbol de comando pasa del cárter a la base a través de un prensa-estopas especial, de mercurio. La base contiene también los resortes de disparo y los amortiguadores.

El peso del aceite es de 2000 kg por polo en el aparato de 155 kV, 1500 MVA sim; de 600 kg en el aparato de 90 kV con transformador de corriente.

C. Interruptor Scarpa y Magnano.

La **fig. 126** representa un polo del

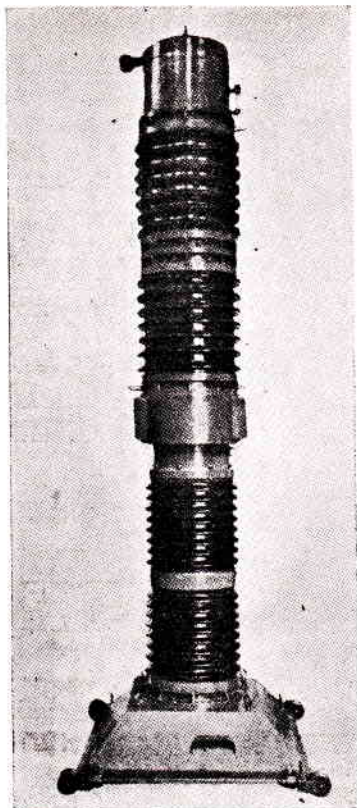


Fig. 126
Clisé Scarpa y Magnano

aparato de 150 kV, 1500 MVA, de exterior. Se construyen aparatos de este tipo desde 75 kV, 500 MVA hasta 250 kV, 2800 MVA.

El esquema del polo se puede apreciar en la **fig. 127**: el corte se hace por rotación de los contactos móviles. El número de rupturas en serie es función de la tensión nominal del aparato.

La **fig. 128** muestra el principio de la cámara de chorro de aceite: al separarse los contactos fijo *b* y móvil *c*, la presión engendrada por el arco provoca un chorro de aceite transversal que pasa por la abertura *e* y el canal *f*. El manguito *g* impide una expansión demasiado rápida de los gases, atenuando el choque sobre el recipiente.

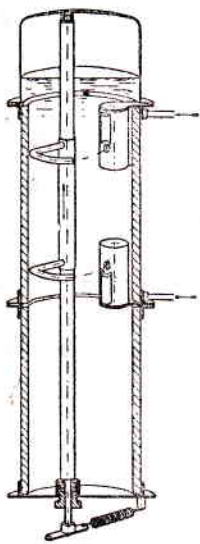


Fig. 127
Clisé Scarpa y Magnano

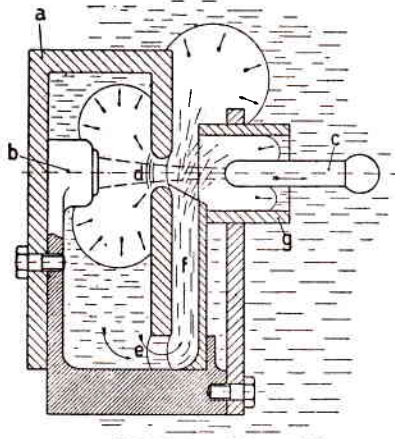


Fig. 128
Clisé Scarpa y Magnano

D. Interruptor Jeumont.

Se construyen aparatos de exterior de 90 y 220 kV. La **fig. 129 a** representa un polo del aparato de 90 kV; el aislador de comando se suprime si el aislador soporte no contiene transformador de intensidad, pasando entonces la biela de maniobra por el interior del aislador soporte.

La **fig. 129 b** representa la cámara de extinción del aparato. El puente de los contactos móviles está constituido por una varilla cilíndrica que atraviesa a 45° un tubo de papel bakelizado susceptible de una rotación de casi 180°, efectuando así la apertura o el

cierre del aparato. Un tabique aislante central divide la cámara en dos compartimientos comunicantes; dentro del tabique se pueden observar cavidades que se llenan de gases producidos por el arco inferior, formando así amortiguadores contra los golpes de presión. Un tabique aislante superior separa el compartimiento superior de la cámara de escape; posee agujeros que evitan sobrepresiones en dicho compartimiento.

El corte de las corrientes pequeñas se hace aproximadamente como en los aparatos de ruptura libre, por alargamiento y deionización

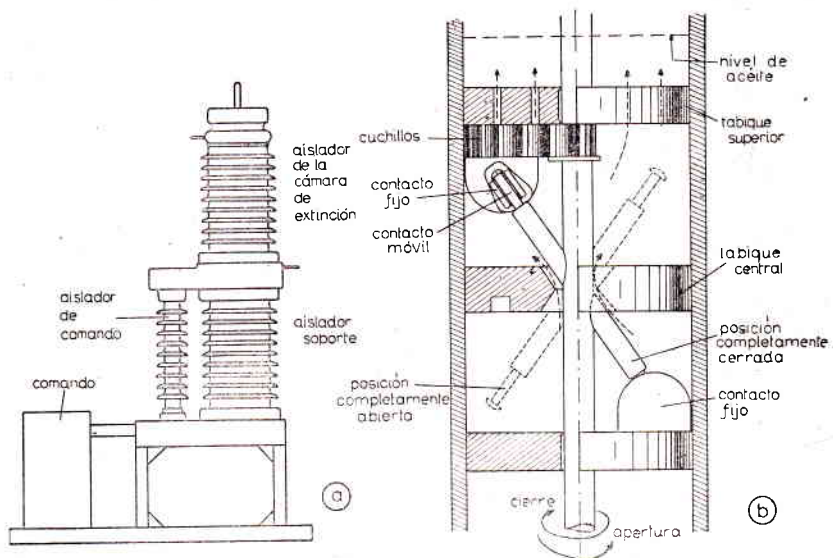


Fig. 129

lenta. En el corte de corrientes elevadas la presión que desarrolla el arco en el compartimiento inferior hace pasar el aceite al compartimiento superior, desplazando hacia arriba los gases del arco superior sobre cuchillos dispuestos radialmente: la deionización es intensa.

En los aparatos de 220 kV se instalan en serie dos cámaras de extinción análogas a la que acabamos de describir, que se superponen en el interior de un aislador de una sola pieza.

E. Interruptor Delle.

La fig. 130 representa un polo del interruptor de exterior, de 150 kV, 1500 MVA sim de un solo corte; se construyen, además, aparatos del mismo tipo para 75 kV, 1000 MVA sim; para 220 kV y 2500

entrada

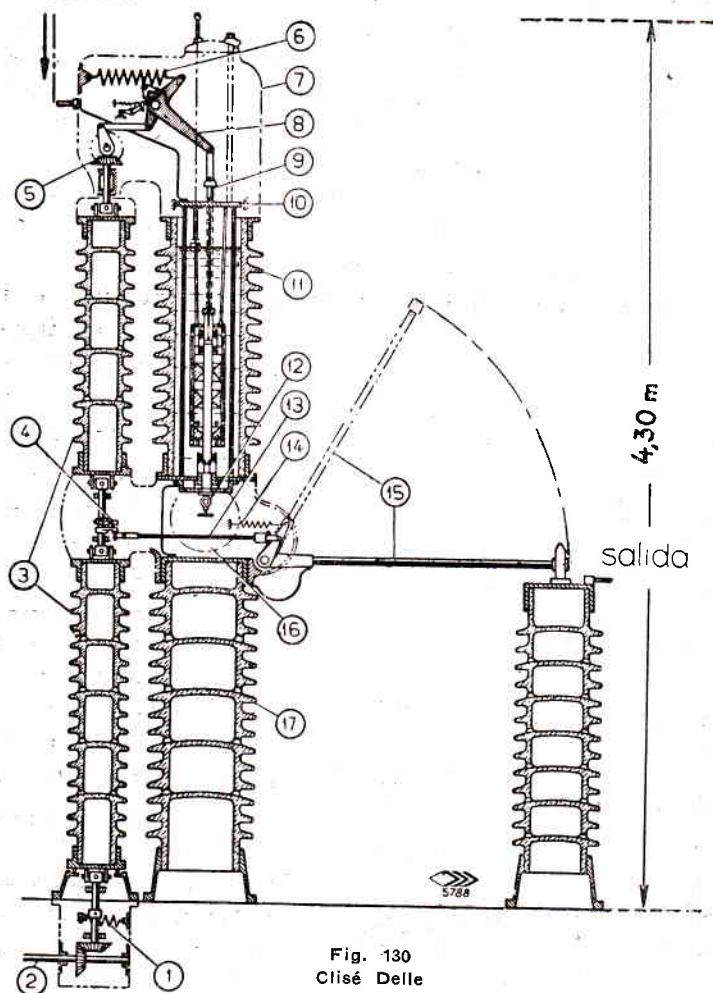


Fig. 130
Clisé Delle

MVA sim hay dos cortes en serie ⁽¹⁾; para tensiones más bajas, de 35 y 45 kV, 750 MVA sim, se suprime el seccionador.

El funcionamiento del interruptor de la **fig. 130** es el siguiente: al liberarse el bloqueo del comando, el árbol 2 y la doble columna aislante 3 giran bajo la acción del resorte 1. Después de producirse una rotación de algunos grados, el mecanismo de disparo propiamente dicho, colocado en el cárter 7, deja de ser solidario de la columna 3

(1) Para la exposición de París de 1937 se construyó un aparato de demostración de 500 kV, de 5000 MVA sim presumibles, con cuatro cortes en serie.

y bajo la acción del resorte 6 y del sistema de bielas y manivelas 8, las varillas móviles 9 se desplazan hacia arriba a gran velocidad e independientemente del movimiento de la columna 3; ésta continúa su rotación y finalmente abre el seccionador 15 entre 0,05 y 0,06 s después de haber terminado la carrera de la varilla móvil, es decir, siempre después de la extinción del arco.

Durante el cierre el árbol 2 mueve la columna 3, cuya rotación cierra el seccionador 15 y luego el interruptor, por medio de los piñones 5 y de las palancas y manivelas 8.

La fig. 131 representa en detalle la cámara de extinción. La cá-

entrada

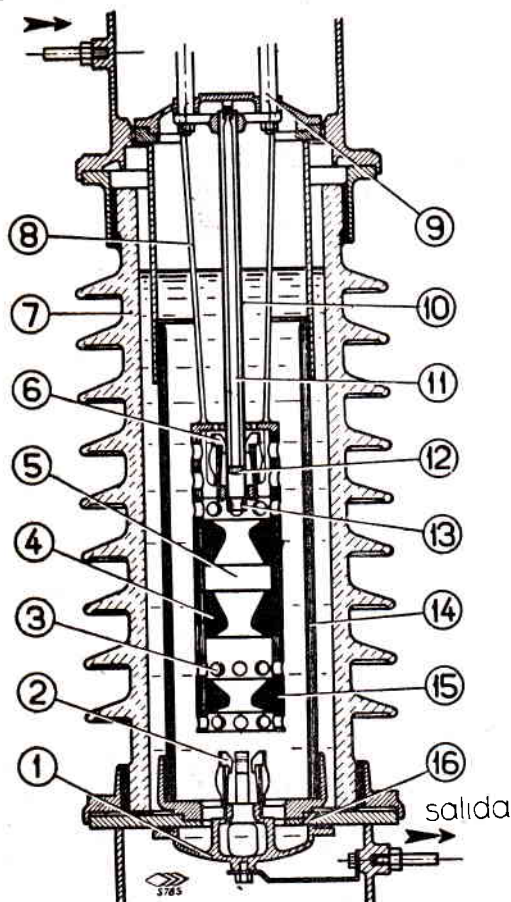


Fig. 131
Clisé Delle

mara propiamente dicha, 5, de material aislante, está fijada a una tapa desmontable por medio de un soporte conductor tronco-cónico 8, que lleva la corriente desde el borne de entrada a los contactos fijos superiores 6. La cámara está colocada en el interior de un tubo de bakelita 14, que constituye el depósito de aceite propiamente dicho; el espacio comprendido entre el tubo y el aislador 7 comunica con el interior del tubo por orificios tan pequeños que se puede despreciar la cantidad de aceite que pasa por ellos durante el corte.

El tubo móvil 10 es movido por las varillas 9.

Durante el corte se forma el arco entre el tubo 10 y los contactos 2; como es imposible soplarlo hasta que los contactos

estén a cierta distancia, que depende de la tensión, se deja que se desarrolle libremente para reducir la sobrepresión, que aumentaría la energía desprendida en él; a este efecto se practican en la parte inferior de la cámara de extinción dos series de agujeros 3 por donde se escapan fácilmente los gases formados. Entre las dos series de agujeros se coloca un anillo 15 de guía del arco, que lo mantiene rectilíneo y en el eje del sistema para evitar que se alargue y escape a la acción del soplado. Este anillo se suprime cuando la tensión nominal es inferior o igual a 75 kV. Cuando el extremo del tubo móvil emerge en la parte superior de la cámara, la importante sobrepresión existente proyecta un chorro de gases, vapores y aceite por las toberas 4 en el trayecto del arco, que se extingue rápidamente.

Cuando la corriente es pequeña, la energía del chorro puede ser insuficiente y para que el corte de dichas corrientes sea rápido, se agrega un chorro auxiliar, producido mecánicamente, cuya energía proviene del resorte de disparo. A este efecto, la varilla 11, fija a la tapa un pistón 12, situado dentro del tubo móvil 10; cuando empieza el movimiento de dicho tubo, el aceite que está en él es expulsado según el eje de la cámara por la tobera 13.

El volumen total de aceite es solamente de 25 litros por polo a 75 kV, 40 l a 150 kV y 80 l a 220 kV, sin que la deterioración del aceite después del corte sea mayor que en los aparatos de gran volumen de aceite. La duración total del corte (comprendida la apertura del seccionador) es del orden de 0,18 s, la duración del arco es de 0,03 a 0,05 s.

F. Interruptor Brown Boveri.

La **fig. 132** representa un polo del aparato de 135 kV, 1600 MVA sim, de exterior. La columna aislante de la izquierda soporta el contacto fijo del seccionador, que es al mismo tiempo el borne de entrada de la corriente. La doble columna aislante de pequeña sección que se ve en el centro sirve para proteger contra la intemperie al dispositivo de transmisión del movimiento, que consiste en una biela aislante especial; a la inversa de lo que ocu-

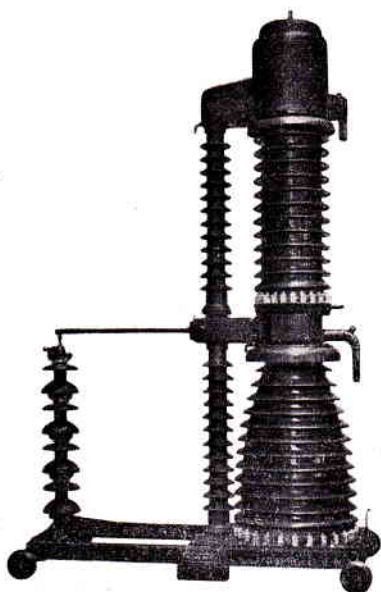


Fig. 132
Clisé Brown-Boveri

re en el interruptor Delle que acabamos de describir, los aisladores no participan para nada en la transmisión del esfuerzo. El aislador superior de la columna de la derecha contiene la cámara de extinción; ésta (**fig. 133**), que ha sido adaptada también a los interruptores de aislación por aceite, está formada por el cilindro 1., subdividido por los tabiques 2 en cierto número de pequeñas cámaras. Cada tabique tiene en su centro un orificio que deja pasar a la varilla móvil 3, que en la posición cerrada toca el contacto fijo inferior 4. En su parte inferior el cilindro está cerrado elásticamente por una válvula 5 mantenida en su lugar por los resortes 6.

Durante el corte el arco vaporiza una parte del aceite del cilindro; las burbujas gaseosas se enfrían y se deionizan por convección por estar en íntimo contacto con el aceite encerrado en los alvéolos, de donde deriva el nombre de convector dado al dispositivo. Este ya es eficaz cuando la intensidad es pequeña; para intensidades mayores la presión en el interior del convector aumenta hasta el valor de funcionamiento de la válvula, que al abrirse deja pasar un chorro longitudinal de gases, vapores y aceite que corta rápidamente el arco.

La duración total de corte es del orden de 0,15 s; la duración del arco es de 0,03 a 0,05 s.

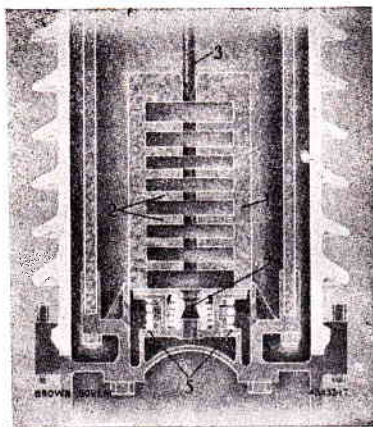


Fig. 133
Clisé Brown - Boveri

G. Nota anexa: otros interruptores de pequeño volumen de aceite y chorro autogenerado.

Los interruptores descriptos responden sensiblemente a la totalidad de los principios propuestos, y es inútil proseguir describiendo los de otros constructores.

Recuérdese solamente que, en principio, toda cámara de extinción puede adaptarse tanto a los aparatos de aislación por aceite como a los de aislación por porcelana; así la **fig. 134** representa un interruptor de pequeño volumen de aceite A.S.E.A., 220 kV, 3000 MVA sim, provisto de las cámaras de extinción representadas en la **fig. 107** y cuya aplicación a los interruptores de aislación por aceite se vió en la **fig. 108** (ver el capítulo V, parágrafo 6).

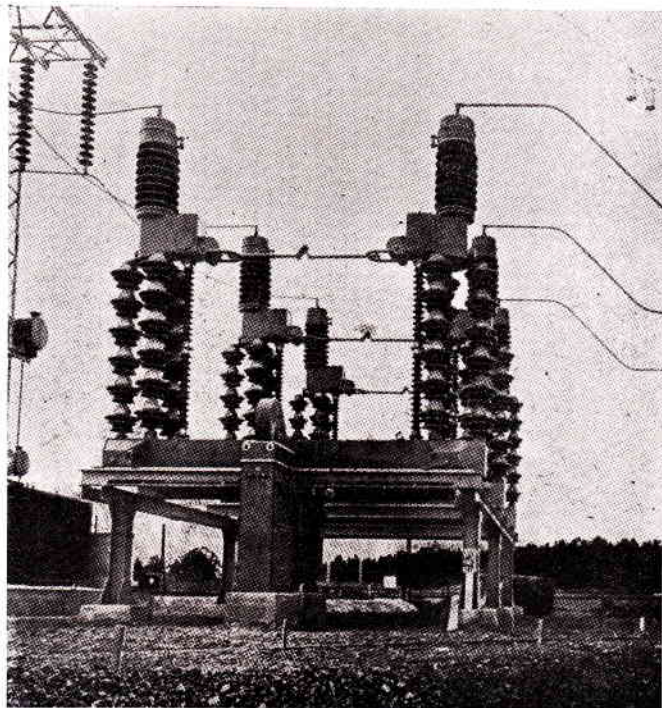


Fig. 134
Clisé A.S.E.A.

2. Interruptores de chorro generado mecánicamente.

A. Interruptor de tres ciclos de la General Electric Co.

La **fig. 135** representa un polo del aparato de 287,5 kV, 2500 MVA asim, construido para la línea de Boulder Dam. Creemos que es el primer interruptor de exterior de muy alta tensión con aislación por porcelana que se haya instalado en Estados Unidos; su volumen de aceite, alrededor de 10.000 litros, es del orden del 10 % del que exige un interruptor de las mismas características pero de aislación por aceite, pero aún así, la cantidad de aceite empleada es bastante elevada frente a la que se utiliza en ciertos aparatos de construcción europea; esto se debe, por una parte, a la construcción especial, realizada con el fin de obtener un aparato cuya duración total de corte sea sólo de 3/60 s, y por otra, a que los aisladores soporte están rellenos de aceite.

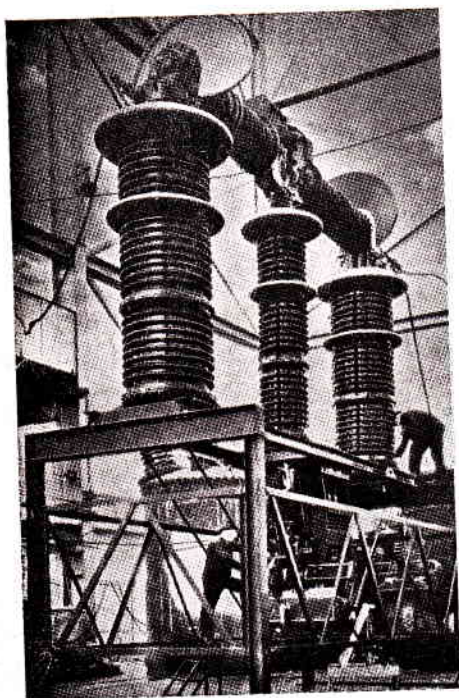


Fig. 135
Clisé General Electric Co.

3. Interruptores de agua.

Generalidades.

La realización industrial de los interruptores de agua data solamente de alrededor de 1927, fecha en la que fueron puestos a punto por la casa Siemens - Schuckert.

La principal ventaja de estos aparatos frente a los de pequeño volumen de aceite está en que no presentan ningún peligro de incendio. En cambio, el empleo del agua presenta los siguientes inconvenientes:

- 1) su conductividad, que obliga a sacar completamente la varilla móvil de la cámara de ruptura interponiendo una distancia de aislación en el aire suficiente;
- 2) el ataque de los materiales; los aislantes empleados no deben perder sus cualidades en contacto con el agua, y los metales no deben corroerse;
- 3) su elevado punto de congelación, que obliga a agregar glicol, el cual, según las proporciones, puede bajar considerablemente (hasta -90°C) el punto de solidificación;

Cada polo del interruptor tiene ocho rupturas en serie; la parte activa del aparato está contenida en dos aisladores horizontales.

La **fig. 136** representa la sección de un aislador horizontal, de cuatro rupturas en serie. El movimiento se transmite a los contactos móviles 19 por medio de las varillas 14 y 7 y de las crucetas 13; el chorro de aceite provocado por el pistón 24 atraviesa transversalmente los arcos y sale por los orificios 4. A causa de la disposición de la parte activa, la diferencia de potencial total se reparte convenientemente entre los cortes individuales a pesar de la enérgica deionización de los espacios entre contactos.

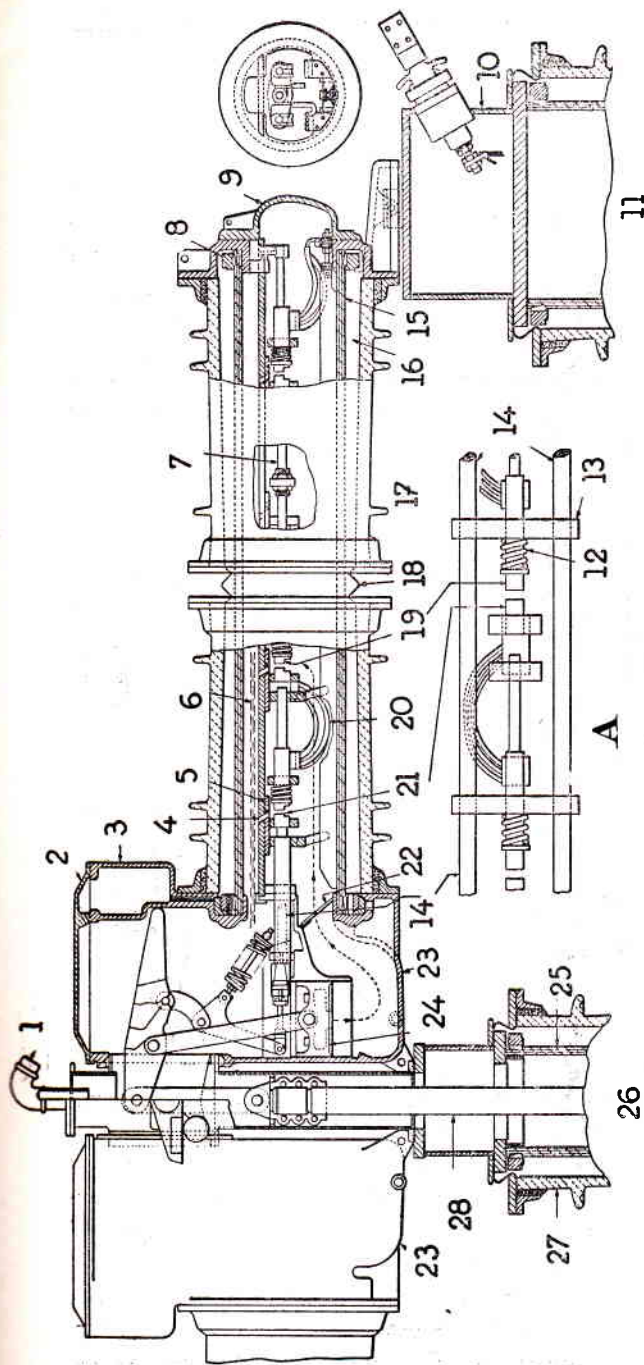


Fig. 136
Clisé General Electric Co.
A — Vista horizontal parcial

REFERENCIAS

1. Escape.
2. Tapa.
3. Conservador de aceite.
4. Orificio.
5. Chicana del contacto móvil.
6. Nivel de aceite.
7. Varilla de maniobra de los contactos.
8. Abrazadera.
9. Tapa.

10. Parte superior del transformador de intensidad.
11. Extremo de la columna de soporte que contiene el transformador.
12. Resorte del contacto.
13. Cruceta.
14. Varilla de maniobra de los contactos móviles.
15. Tubo aislante resistente a la presión.
16. Cámara de retorno del aceite.
17. Envoltiente de porcelana.

18. Junta de expansión.
19. Contacto móvil.
20. Conexión flexible.
21. Contacto fijo.
22. Válvula.
23. Caja del comando del interruptor.
24. Pistón.
25. Tubo aislante.
26. Columna central de soporte.
27. Envoltiente de porcelana.
28. Varilla de maniobra del interruptor.

4) su bajo punto de ebullición; para disminuir la evaporación se recubre a veces el agua con una delgada película de aceite.

El precio de estos aparatos, aún los de tensión moderada, es superior al de los aparatos de pequeño volumen de aceite de las mismas características eléctricas; su mantenimiento exige más cuidados que el de los otros aparatos. Sólo se construyen de interior y para tensiones nominales medias, hasta unos 45 kV, y poderes de corte nominales hasta 1000 MVA; parecen ser menos interesantes que los otros interruptores modernos, de aire o de pequeño volumen de aceite.

A. Interruptor Brown - Boveri.

Se construyen para tensiones nominales hasta 37 kV y poderes de corte nominales hasta 400 MVA sim. El constructor les dió el nombre de interruptores «de expansión».

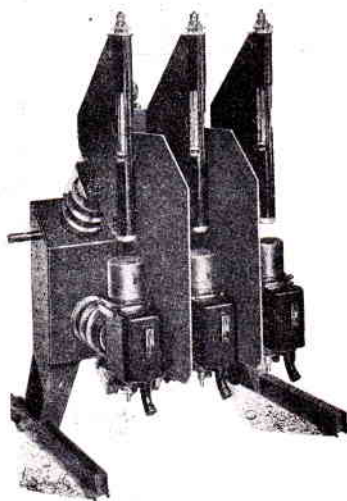


Fig. 137
Clisé Brown-Boveri

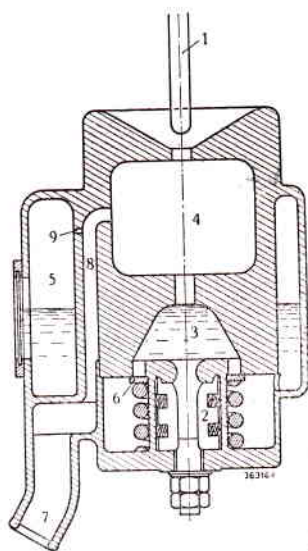


Fig. 138
Clisé Brown-Boveri

La **fig. 137** representa un interruptor de 11 kV, 210 MVA sim, y la **fig. 138** el dispositivo de extinción.

Cuando el interruptor abre, la varilla móvil 1 (**fig. 138**), que se aleja del contacto fijo 2, obtura momentáneamente la abertura superior de la cámara 3, donde la presión crece, debido a la vaporización del líquido por el arco. Por consiguiente, cuando el extremo de la varilla móvil emerge en la cámara de condensación 4, se produce un escape del vapor a esta cámara, deionizando el arco, que se extingue en tres o cuatro alternancias. El vapor no condensado se es-

capa por el canal 8 (que comunica por la abertura 9 con la cámara 5, que sirve de depósito) y el tubo 7 hacia abajo; solamente una pequeña parte del vapor se escapa por el orificio superior de la cámara 4, después de salir de ella el contacto móvil.

El seccionamiento es visible: en la **fig. 137** se puede observar el intervalo de aire entre la parte superior de la cámara de extinción y el extremo inferior de la varilla móvil.

La cámara de vaporización 3 es elástica; en esta forma se obtienen presiones suficientes con corrientes pequeñas, sin que las corrientes elevadas produzcan sobrepresiones peligrosas. Cuando la presión en 3 llega a cierto valor, la válvula 6 cede y el vapor se escapa a la cámara 5.

Las cámaras 5 y 3 están en comunicación por una abertura de pequeña sección, que no influye en los fenómenos de corte, pero que permite que la cámara 3 se vuelva a llenar después del funcionamiento. La capacidad del depósito 5 es suficiente para un gran número de cortes; dicho depósito puede llenarse estando cerrado el interruptor.

B. Interruptor General Electric Co.

El principio es el del aparato de chorro transversal de aceite, descrito en este mismo capítulo, parágrafo 1, **figs. 121 y 122**; existen, sin embargo, diferencias importantes. La **fig. 139 a** representa un polo del aparato realizado para 14,5 kV, 500 MVA asim; se han efectuado ensayos que demostraron que se pueden construir aparatos de este tipo para poderes de corte nominales hasta 1500 MVA asim. Se observa que no existen separadores de gravilla, ni escapes: las cámaras son, prácticamente, estancas. La distancia de aislación en el aire necesaria se obtiene mediante cuatro contactos de seccionamiento que se deslizan sobre varillas verticales exteriores a la cámara y aisladas de la misma; las flechas indican el trayecto de la corriente.

La aplicación del principio de ruptura por chorro transversal autogenerado encontró una dificultad suplementaria respecto a los aparatos de aceite, porque la presión que desarrolla el arco primario a igualdad de longitud, es decir, la energía del chorro, es notablemente inferior en el agua que en el aceite si la corriente es pequeña, y sensiblemente la misma en el agua y en el aceite si la corriente es elevada. Por consiguiente, si bien en corrientes elevadas la longitud del arco debe ser del mismo orden en un aparato de agua que en uno de aceite de las mismas características nominales, en corrientes pequeñas es preciso aumentar la longitud del arco en los aparatos de

agua. Este resultado se logra gracias a la forma especial del contacto fijo, alejado de las aletas en su parte izquierda (**fig. 139 b**), pero próximo a ellas, mediante una saliente, en su parte derecha, y a un soplado magnético que desplaza el arco a la izquierda o a la derecha según el valor que tiene la corriente. Este soplado se obtiene interponiendo entre las aletas y el contacto fijo un núcleo de hierro, de la

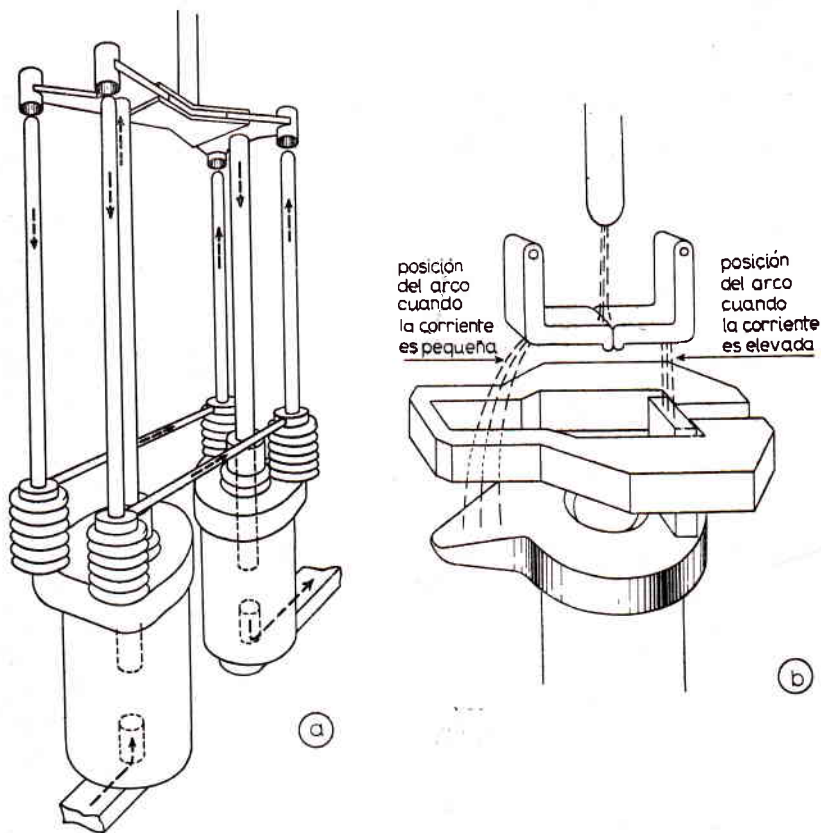


Fig. 139

forma indicada en la figura, protegido por un revestimiento aislante. El arco se forma en el canal central del núcleo: cuando la corriente es pequeña el hierro no está saturado, su reluctancia es muy inferior a la del entrehierro, y el arco es desviado hacia la izquierda por el campo magnético existente en el canal; cuando la corriente es elevada hay saturación, la reluctancia de la unión izquierda del núcleo, de débil sección, supera la del entrehierro y el arco es desviado hacia la derecha. La presión provocada por el arco primario ocasiona un

chorro de agua a través del arco secundario, entre las aletas y la varilla móvil. La duración del arco es de 1,5-2 ciclos, prácticamente independiente de la corriente cortada.

Posteriormente el contacto de seccionamiento se modificó de modo que sea el último en cerrar. En efecto, el cierre en el agua sobre un corto-circuito presenta el inconveniente de que el arco que se forma si hay repulsión de los contactos puede vaporizar una cantidad de agua suficiente como para que la presión del vapor dificulte todavía más el cierre.

C. Interruptor Westinghouse El. and Mfg. Co.

El aparato, construido con fines experimentales, de 13,2 kV y alrededor de 1500 MVA asim, es de cámara elástica. Un seccionador en serie asegura una distancia de aislación suficiente en el aire; se abre cuando el arco ha sido extinguido y se cierra después que se han cerrado los contactos en el agua. Para intensidades nominales iguales o superiores a 1200 A, se disponen contactos principales en el aire, en paralelo con el conjunto en serie del para-chispas en el agua y del seccionador; estos contactos son los últimos en cerrar y los primeros en abrir. Se ha previsto una cámara especial, de laberinto, para la condensación del vapor de escape. La duración del arco es de 1-2 ciclos.

4. Interruptores neumáticos. Instalación de aire comprimido.

En los aparatos neumáticos distinguiremos entre los de presión elevada ($7-20 \text{ kg/cm}^2$) y los de presión baja ($2-3 \text{ kg/cm}^2$).

Cada interruptor posee un depósito individual, de capacidad variable según la importancia y la clase de la instalación. Este depósito, provisto siempre de un grifo de purga y de un manómetro, puede conectarse, sea a una distribución general de aire comprimido, sea a un grupo motor-compresor individual. El compresor, ya sea individual o general, se pone en marcha automáticamente cuando la presión desciende por debajo de cierto valor.

Un descenso de la presión en la cañería general no afecta la presión del depósito (salvo que el interruptor dispere) porque el aire del depósito no puede pasar a la cañería.

Cuando el interruptor funciona, la presión del depósito baja; en general, en las instalaciones importantes se prevé el depósito para un corte y un cierre, ya que preverlo para muchos ciclos de operaciones aumentaría el espacio ocupado y daría lugar a una reserva de aire mal aprovechada. En efecto, es improbable que todos los aparatos de la instalación deban funcionar casi simultáneamente, y es mejor prever depósitos generales adicionales de volumen convenientemente ele-

gido, que permitan efectuar sin intervención del grupo compresor un número de cortes y cierres igual, por ejemplo, a dos veces el número de interruptores instalados.

Al proyectar una distribución de aire comprimido, hay que protegerse al máximo contra las posibles fallas del material y del personal. En las instalaciones algo importantes se deben instalar dos depósitos principales, cada uno con su propio grupo motor-compresor; las cañerías deben poderse conectar a voluntad sobre uno u otro grupo; se recomienda prever un circuito en bucle (fig. 140).

Los depósitos principales contienen aire a la presión normal del compresor, que es elevada aún si la distribución se debe hacer a baja presión; en este último caso se agrega, sea una válvula reductora para cada interruptor, sea depósitos auxiliares a baja presión con válvulas reductoras dispuestas entre los depósitos principales y los auxiliares.

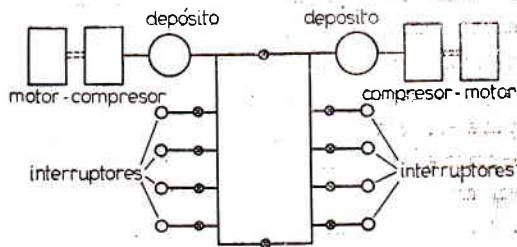


Fig. 140

Frecuentemente el aire comprimido se utiliza también para la maniobra de otros aparatos.

El tiempo de carga de los depósitos individuales de los interruptores varía, por supuesto, con la distancia del interruptor al depósito principal, pero en general no pasa de tres segundos en los casos más desfavorables; tal duración es a menudo aceptable, y en caso contrario se deben prever depósitos individuales más importantes o disposiciones particulares.

Todos los aparatos de aire comprimido, tanto los de alta como los de baja presión, están provistos de dispositivos de seguridad que

- a) estando abierto el aparato, impiden el cierre si la presión en el depósito no es suficiente;
- b) provocan la apertura del interruptor cerrado si la presión baja más allá de ciertos límites; pero si el explotante lo desea, el aparato puede quedar bloqueado cuando baja la presión;
- c) accionan las señales de alarma si baja la presión.

5. Interruptores neumáticos de presión elevada.

Según los estudios de la casa Brown-Boveri, para cada valor de la presión existe una distancia óptima entre contactos: para distancias más grandes la mayor corriente que se puede cortar va disminu-

yendo. El fenómeno se debe a la formación de torbellinos (**fig. 141**).

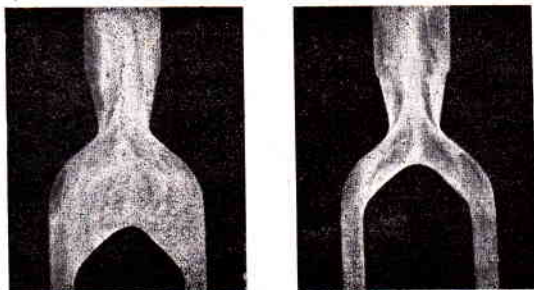


Fig. 141
Clisé Brown-Boveri

A causa de la elevada rigidez dieléctrica del aire comprimido esta distancia óptima es pequeña y puede ser alcanzada en un tiempo muy corto si la masa del contacto móvil es suficientemente pequeña. En el aire a presión normal dicha distancia es insuficiente para asegurar la ais-

lación; en tensiones elevadas se agrega generalmente un seccionador que se abre una vez extinguido el arco, asegurando la distancia de aislación necesaria. En tensiones bajas algunos constructores recurren a la misma solución, otros prefieren una carrera más larga del contacto móvil y prescinden del seccionador.

A. Interruptores Brown - Boveri.

Se construyen interruptores de interior para tensiones y poderes de corte nominales comprendidos entre 6,4 y 64 kV y 100 y 1000 MVA sim respectivamente, y de exterior para 87 a 220 kV y 1000 a 2500 MVA sim.

La **fig. 142** representa el aparato tripolar de 6,4 kV, 100 MVA y la **fig. 143** da en esquema el principio de funcionamiento; los números de los diversos órganos se corresponden en ambas figuras.

En 1 se representa el depósito de aire comprimido, conectado a una distribución general. El

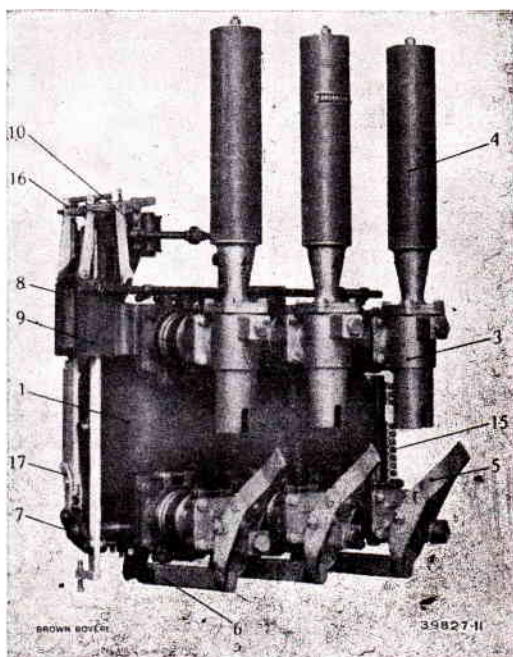


Fig. 142
Clisé Brown-Boveri

depósito tiene una válvula 2 que comanda el movimiento de apertura simultánea de los contactos principales de todos los polos del interruptor. La válvula 2 está maniobrada por la válvula electroneumática 11; el chorro de aire que sale por 2 continúa por las tuberías 12 y los aisladores huecos que soportan las partes activas, y llega a la cámara de extinción 3. En cada cámara se encuentra un contacto fijo 13 que forma una tobera, y un contacto móvil 14, en forma de pistón, comprimido contra el contacto fijo por un resorte. El aire a presión desvía hacia abajo muy rápidamente el contacto móvil, cuya carrera se fija de modo que la distancia entre contactos sea la óptima. El escape se produce por el contacto -tobera 13 y el silenciador 4.

El chorro longitudinal deioniza energicamente al arco formado entre los contactos 13 y 14; la duración total de corte es de 3 a 5 ciclos.

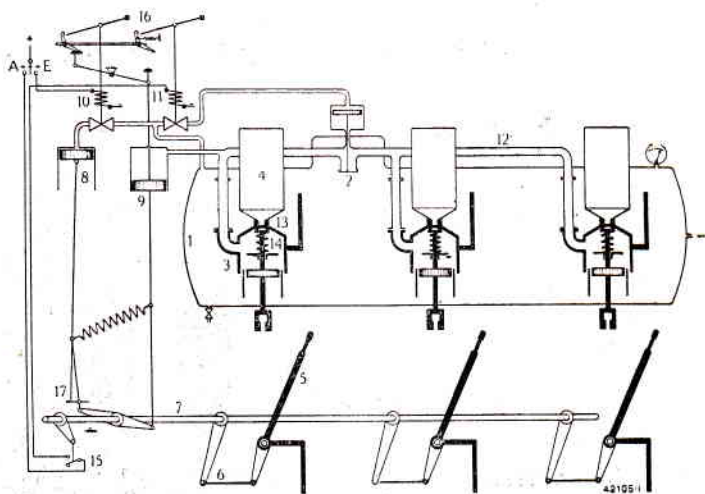


Fig. 143
Clisé Brown-Boveri

Al mismo tiempo que en la cámara activa, se admite aire sobre el pistón 9, cuyo desplazamiento hace girar el árbol 7 y abrir los cuchillos de seccionamiento 5; por construcción esta apertura sólo se produce después de la extinción de los arcos.

Finalmente, abierto el seccionador, un contacto 15 corta la excitación de la válvula 11, impidiendo la llegada del aire sobre el pistón de la válvula principal 2 y deja que el aire que obra sobre ese pistón se escape a la atmósfera. La válvula 2 se cierra bajo la acción del aire contenido en el depósito, desaparece la presión en las cámaras de

extinción y los resortes de los contactos móviles restablecen el contacto 13-14: el proceso de disparo ha terminado.

Para cerrar el interruptor se excita la válvula electroneumática 10, que permite la admisión de aire a presión sobre el pistón 8, el cual, por intermedio del árbol 7 y de las palancas 6, cierra a gran velocidad los cuchillos 5, estudiados de manera que permitan el cierre en el aire sobre un corto-circuito; una articulación 17 impide el bombeo. Se prevé un cerrojo 16 para que una vez comenzada una manobra, corte o cierre, se efectúe completamente. La energía cinética es absorbida, al final del movimiento, por sistemas basados en acoplamientos a fricción.

Los silenciadores 4 tienen por finalidad reducir el fuerte ruido que hacen siempre los aparatos de aire comprimido, y enfriar los gases que salen de la cámara de extinción.

La presión de servicio es de 8-13 kg/cm².

El mismo principio rige para los interruptores hasta de 50 kV, 600 MVA sim. En los aparatos de 64 kV, 1000 MVA sim, la ruptura se efectúa en dos tiempos; en el primer tiempo se introduce una resistencia en serie con el defecto, por medio del soplado de los vapores metálicos sobre un explosor auxiliar. En los parágrafos 6 y 7 trataremos en detalle los aparatos con resistencia.

Consideremos ahora la serie de interruptores de exterior. La fig. 144 representa un interruptor tripolar 87 kV, 1000 MVA sim; la fig. 145 representa un polo del mismo aparato en tres posiciones, que son, de izquierda a derecha: cerrado, en

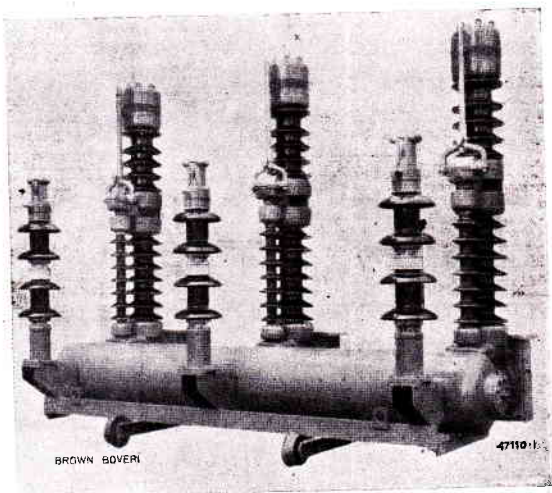


Fig. 144
Clisé Brown-Boveri

funcionamiento y abierto; salvo detalles, el principio de funcionamiento es el mismo que el de los aparatos de interior.

Los aparatos de 150 kV, 1800 MVA sim y 220 kV, 2500 MVA sim tienen dos rupturas en serie por polo, en una sola columna para 150 kV, pero en dos columnas para 220 kV, para no exagerar la altura del aparato.

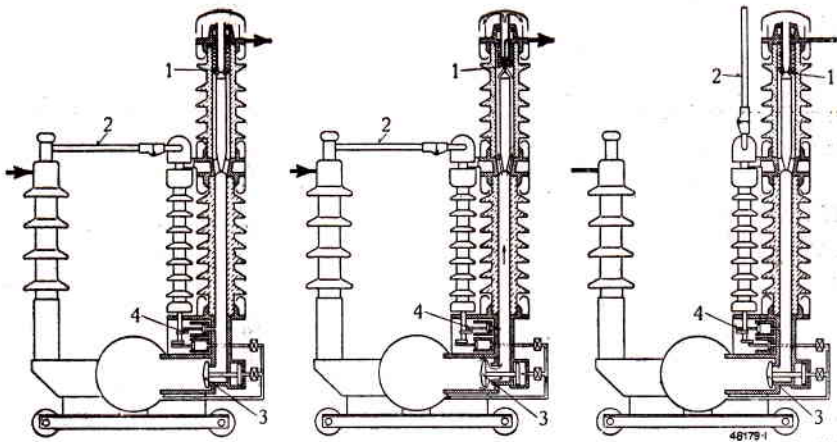


Fig. 145
Clisé Brown-Boveri

REFERENCIAS

- | | |
|---------------------------|-----------------------------|
| 1. Contacto de extinción. | 3. Válvula principal. |
| 2. Seccionador. | 4. Comando del seccionador. |

B. Interruptores A.E.G.

Se construyen interruptores de exterior, para tensiones y poderes de corte nominales desde 30 kV, 400 MVA hasta 200 kV, 2000 MVA, y de interior desde 10 kV, 100 MVA hasta 100 kV, 1500 MVA.

La fig. 146 representa un polo del interruptor de exterior de 100 kV, 1500 MVA, que por su construcción recuerda los seccionadores rotativos; para introducir la distancia de aislación necesaria las dos columnas giran alrededor de sus ejes; los brazos de seccionamiento llevan las cámaras de extinción.

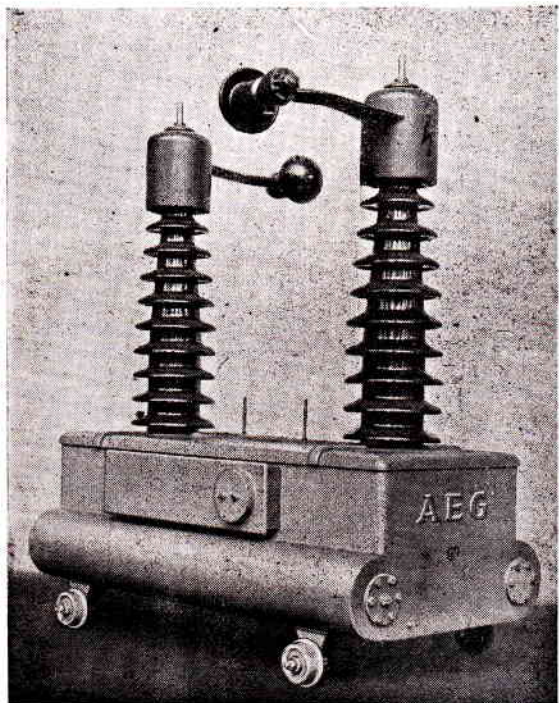


Fig. 146
Clisé A. E. G.

La **fig. 147** representa en detalle una cámara. Los contactos 3, frontales, están comprimidos fuertemente uno contra otro por medio de los resortes 1. Cada contacto es solidario a un pistón 2, de modo

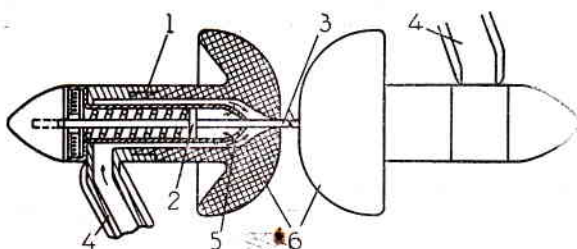


Fig. 147

que, no obstante la acción de los resortes, los contactos se separan rápidamente cuando, por el tubo 4 y los orificios 5, se admite sobre los pistones aire comprimido. El escape a la atmósfera se produce en cuanto los contactos liberan el pasaje; un anillo aislante 6 forma una tobera alrededor de cada contacto móvil. Veremos más adelante una modificación de esa concepción debida a la General Electric Co.

La **fig. 148** representa el interruptor tripolar de interior de 60 kV,

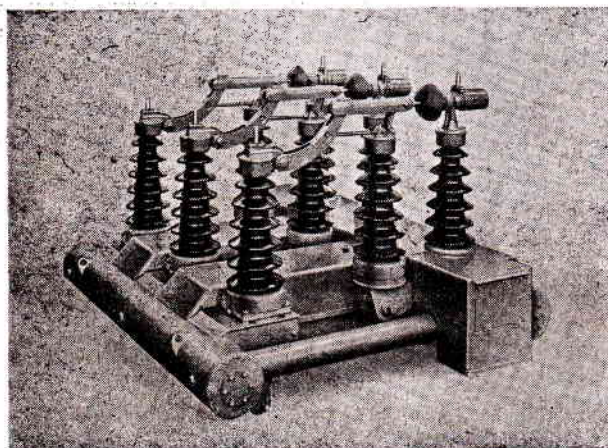


Fig. 148
Clisé A. E. G.

600 MVA; para tensiones entre 30 y 80 kV una sola cámara de extinción es suficiente. El seccionamiento se efectúa por rotación del aislador central en el plano vertical: aquí también es notable la analogía de la construcción con la de los seccionadores.

Interruptores contruídos en Estados Unidos.

Las casas de Estados Unidos aprovecharon la experiencia europea, pero tuvieron que buscar modificaciones o nuevas soluciones al presentárseles el problema del corte de corrientes más intensas, a igualdad de tensión, que las previstas por los constructores europeos. Así, por ejemplo, la Allis - Chalmers Co. modificó algo la construcción de

Brown - Boveri, realizando aparatos de chorro longitudinal, con o sin inserción de resistencias.

C. Interruptores General Electric Co.

Se construyen dos clases de aparatos: de exterior, para una tensión nominal de 138 kV y de interior, para una tensión nominal de 15 kV.

En los primeros se adoptó el chorro longitudinal, pero sin escape completamente libre, para aprovechar la mayor rigidez dieléctrica del aire a presión. A este efecto, se podría munir la tobera de una prolongación axial (fig. 149), pero así se disminuiría la mayor intensidad que se puede cortar, porque la evacuación de los gases ionizados se hace menos rápidamente. Se adoptó entonces una cámara elástica, cuyo principio se ve en la fig. 150; se obtiene así un derrame bastante libre, conservando al mismo tiempo una presión relativamente elevada al nivel del contacto móvil ya alejado.

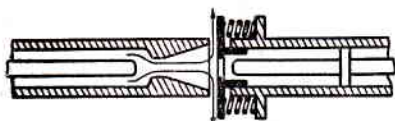


Fig. 150

lador vertical, reunidas por un seccionador rotativo que asegura la distancia de aislamiento después de la extinción de los arcos. La duración total de corte es de alrededor de 5/60 s para 138 kV, 1500 MVA asim.

Para 15 kV, 1500 MVA asim, se ha preferido adoptar un chorro transversal, porque el chorro longitudinal exige para la extinción un volumen de aire que crece excesivamente con la corriente cortada.

La fig. 151 representa el esquema de un polo del

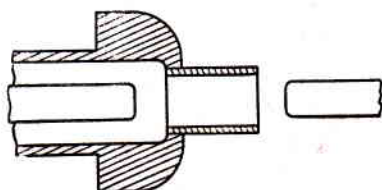


Fig. 149

El interruptor consiste en dos cámaras, cada una colocada en un ais-

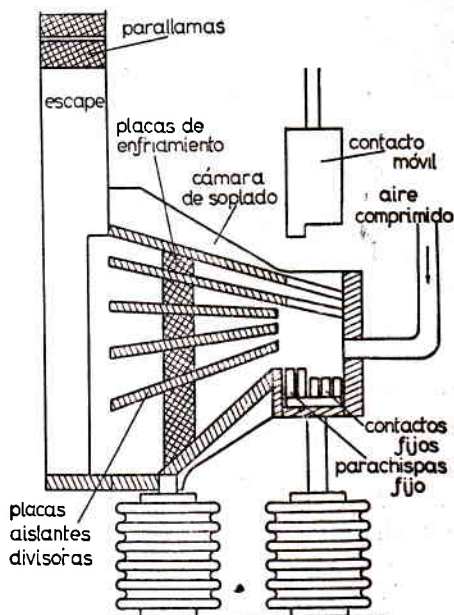


Fig. 151

aparato. El arco formado entre el para-chispas fijo y el contacto móvil se sopla dentro de una cámara subdividida por placas aislantes transversales destinadas a alargar y deionizar mejor el arco, impidiendo el reencendido; unas placas de cobre, paralelas al plano de la figura, enfrían los gases calientes que se escapan, contribuyendo a la deionización.

D. Interruptores Westinghouse El. and Mfg. Co.

Se construyen dos clases de aparatos, de exterior, para tensiones nominales de 69 y 138 kV, y de interior, para tensiones nominales de 15 y 34,5 kV.

En los interruptores de 69 y 138 kV, 1500 MVA asim, se utiliza el dispositivo de chorro longitudinal representado en la fig. 152. Un seccionador en serie asegura la distancia de aislación en el aire.

En los interruptores de 15 kV, 500 - 2500 MVA, y de 34,5 kV, 1000 - 1500 MVA, se utiliza el soplado transversal del arco sobre separadores aislantes; unas placas de cobre, convenientemente dispuestas, enfrían los gases ionizados evacuados.

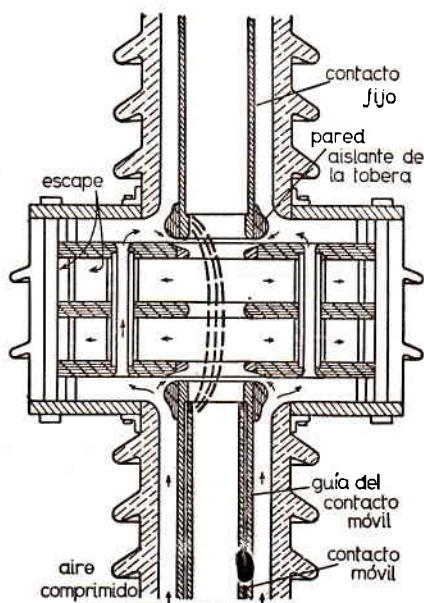


Fig. 152

6. Interruptores neumáticos a presión reducida.

A. Interruptores Delle.

Se construyen interruptores de interior para tensiones nominales de 6 a 75 kV y poderes de corte nominales hasta 1500 MVA sim a 75 kV. Todos los aparatos son con inserción de resistencias.

La fig. 153 representa en esquema el principio de un polo del aparato de la serie 6-25 kV hasta 500 MVA sim de interior, con inserción de resistencias y, al contrario de los interruptores estudiados hasta aquí, de baja presión, 2-3 kg/cm². Para abrir el interruptor se obra sobre el electroimán de disparo E_D o sobre el botón B_D del comando M_S . La palanca 2 del comando, solicitada por el resorte 3,

- 242 -

arco, primeramente recto, se curva hacia arriba; los gases y vapores ionizados, arrastrados por el aire, se ponen en contacto con el electrodo B , unido metálicamente por la conexión 28 al para-chispas A_1 . Se forma así una derivación de muy pequeña resistencia sobre el arco transversal; éste, después de la primera extinción, se transforma en un arco longitudinal, más largo, pero de longitud constante. En el nuevo trayecto del arco están dispuestas dos sondas B' , reunidas respectivamente a un extremo y al punto medio de una resistencia R cuyo otro extremo está conectado al para-chispas A ; una parte del arco queda así shuntada. Después de un nuevo pasaje por cero, el arco sólo se reencienda entre el electrodo B y la sonda B' , la cual, al potencial de A_1 cuando la corriente es nula, se encuentra más cerca de B que el para-chispas A_1 ; el espacio entre B' y A_1 está suficientemente deionizado como para que la caída de tensión provocada en la resistencia por la corriente, que crece en valor absoluto, sea insuficiente para reencender el arco. La resistencia R queda así automáticamente en serie con el arco, facilitando considerablemente la ruptura; el arco se corta definitivamente en el siguiente pasaje por cero, a pesar de la baja presión del aire empleado. El aire y los vapores se escapan a la atmósfera a través del para-llamas P_f , de chapa ondulada y de sección de pasaje decreciente.

Durante la apertura, el pistón de cierre P_E desciende en su cilindro expulsando el aire por dos aberturas, una lateral, de sección importante, y otra situada en el fondo, de pequeña sección. Después de cierto desplazamiento, la abertura lateral es obturada, el aire sólo es evacuado por la salida del fondo y la presión en el cilindro aumenta, permitiendo así un frenado de los órganos móviles al final del disparo. También al final del disparo el resorte 3 del comando se vuelve a poner en tensión y la válvula S_D se vuelve a cerrar. El resorte 9 y la presión que reaparece en C_D mueven el pistón P_D hacia arriba cerrando la válvula i . El depósito R_P , que comunica con la distribución de aire comprimido por medio del tubo t y de la válvula reductora D con contrapesos 10, y el espacio C_D , vuelven a estar bajo presión.

Para cerrar el interruptor se obra sobre el electroimán E_E o sobre el botón B_E . Al liberarse, el resorte 3 obra por medio de las palancas 8, de la varilla 16 y de la palanca de empuje 17, sobre la válvula S_E , que se abre poniendo en comunicación al cilindro C_E con el depósito R_P : el pistón P_E sube y enclava la varilla móvil T . Al final del cierre, el resorte 3 se vuelve a poner en tensión y la válvula S_E

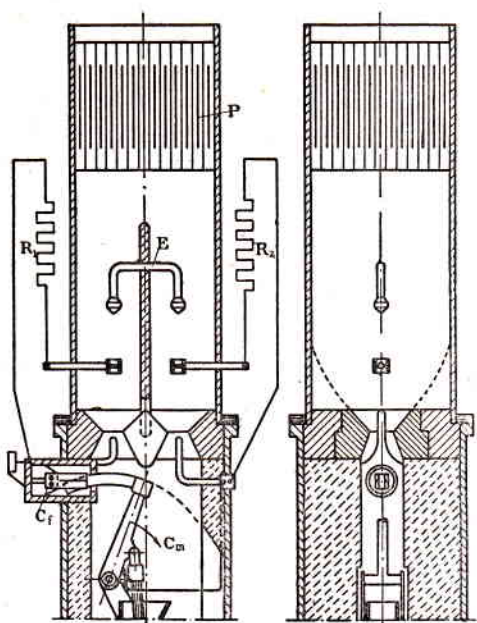


Fig. 154
Clisé Delle

rrupción en dos tiempos: primero la extinción, después un seccionamiento en serie.

Del mismo modo, si a esas tensiones se conservara la construcción de la cámara de extinción de la **fig. 153**, la distancia entre el electrodo *B* y el para-chispas *A* se haría demasiado grande. Para aprovechar mejor el chorro de aire, en lugar de alejar *B*, se realizó una cámara doble, que contiene dos toberas (**fig. 154**): los para-chispas están co-

se cierra poniendo en comunicación C_E con la atmósfera; el aire comprimido bajo P_E se expande permitiendo un disparo inmediato.

Veamos ahora los aparatos de 35 a 75 kV. Si a estas tensiones nominales se quisiera hacer, como antes, la distancia entre los para-chispas *A* y *A*₁ superior a la aislación en el aire, los para-chispas quedarían demasiado separados, imponiendo una velocidad exagerada del contacto móvil, que debe recorrer la distancia entre los para-chispas en el tiempo mínimo para reducir la duración del arco. Por lo tanto, se efectúa la inte-

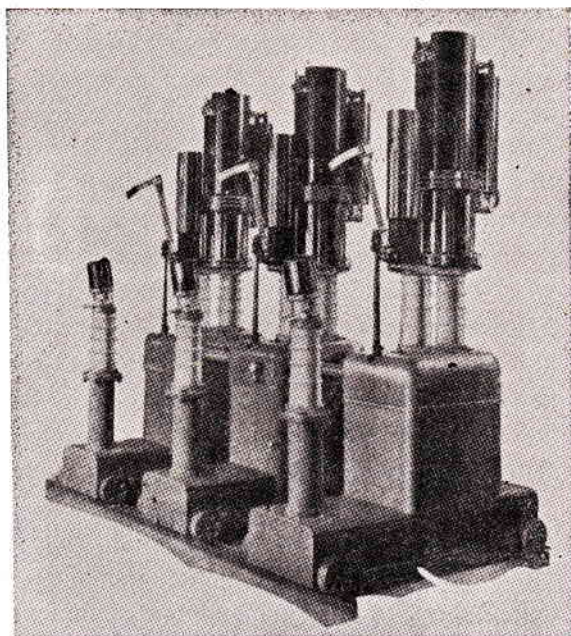


Fig. 155
Clisé Delle

nectados uno al contacto móvil, C_m , y el otro al contacto fijo C_f ; las resistencias R_1 y R_2 están intercaladas entre las sondas y los para-chispas respectivos; los electrodos E están unidos entre sí.

La **fig. 155** representa un aparato tripolar de 50 kV, 750 MVA sim.

7. Interruptores autoneumáticos.

Se utilizan en tensiones nominales moderadas y poderes de corte nominales reducidos; ofrecen la ventaja de no necesitar distribución de aire comprimido.

A. Interruptores *Delle*.

Se construyen aparatos de interior para tensiones nominales de 3,2 a 35 kV y poderes de corte nominales hasta 200 MVA sim.

La **fig. 156** representa el aspecto exterior y la **fig. 157** el esquema de principio del aparato tripolar para 15 kV, 125 MVA sim. El resorte 3 es armado por medio de una manija 18 y de la rueda dentada 19, que hace mover el árbol principal por el dedo 21 y el trinquete 20; dicha acción se puede efectuar también por medio de un motor eléctrico que se pone automáticamente en marcha al final del disparo. Después de armado el resorte, el trinquete 16 apoya contra la palanca 17.

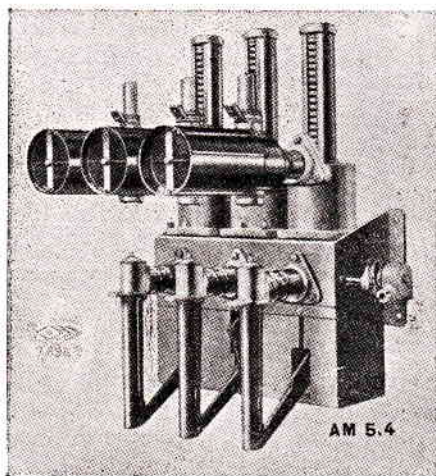


Fig. 156
Clisé *Delle*

Para cerrar el interruptor se obra sobre la bobina Be que levanta la palanca 17; el resorte 3 se extiende parcialmente y el árbol principal gira cierto ángulo hasta que la palanca de disparo 15 detiene el trinquete 16. El pistón 1 y la cama 13 son arrastrados; la cama desplaza con su cara a la palanca aislante 12 que enclava la varilla móvil 11.

Para abrir el interruptor se excita la bobina Bd ; la palanca 15 oscila, el trinquete 16 se libera y el resorte 3 se extiende completamente; la cama 13 es arrastrada y hace descender, obrando con su cara b , la varilla 11. El aire desplazado del cilindro 2 por el pistón 1 sopla el arco formado entre los para-chispas 6. El chorro dirigido a

través del aislador hueco sopla el arco, que se alarga y va a tocar el electrodo 8; entonces la mitad del arco queda shuntada por la resistencia 7. La parte shuntada no se vuelve a reencender después del primer pasaje por cero, la resistencia queda automáticamente en serie en el circuito, y la extinción es definitiva en el pasaje por cero siguiente.

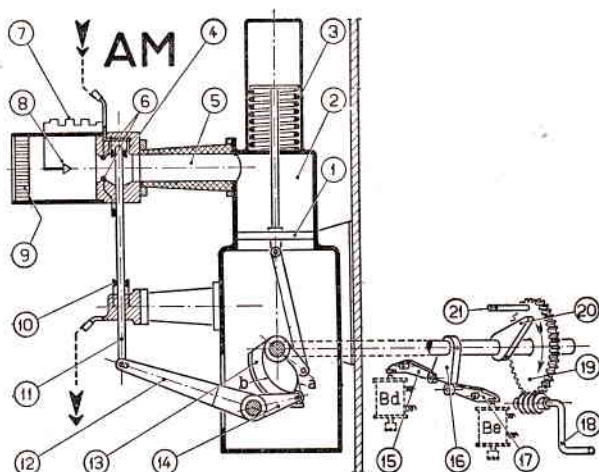


Fig. 157
Clisé Delle

8. Interruptores de aire, con soplado magnético.

A. Interruptores Westinghouse El. and Mfg. Co.

Estos interruptores, llamados deión, de interior, se empezaron a construir en el año 1929 para tensiones nominales de 2,5 - 15 kV y poderes de corte nominales hasta 500 MVA asim. Más recientemente, gracias a ciertas modificaciones de detalle, se extendió su construcción a mayores poderes de corte, hasta 1000 MVA asim bajo 15 kV y 1500 MVA asim bajo 23 kV.

La **fig. 158** representa un aparato tripolar de 15 kV, modelo 1929; la **fig. 159** muestra el principio de funcionamiento del dispositivo de extinción. El arco que se forma entre los contactos *C* llega rápidamente, bajo las acciones electrodinámicas y térmicas, a los cuernos superiores *A*, donde continúa alargándose en su movimiento ascensional bajo la acción de las fuerzas indicadas, a las que se agrega la

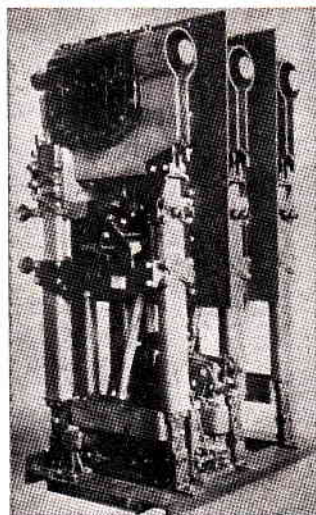


Fig. 158
Clisé Westinghouse El. and
Mfg. Co.

fuerza electromagnética debida al campo creado por la espira s . Finalmente el arco entra en el canal que forman las ranuras de las placas de cobre P_c , se alarga aún más y llega a las placas que lo subdividen en un número considerable de arcos de pequeña longitud. Pero, como dijimos en el capítulo III, párrafo 5, después de extinguido el arco es necesaria una d.d.p. del orden de algunas centenas de volt para reencenderlo, de manera que si el número de arcos

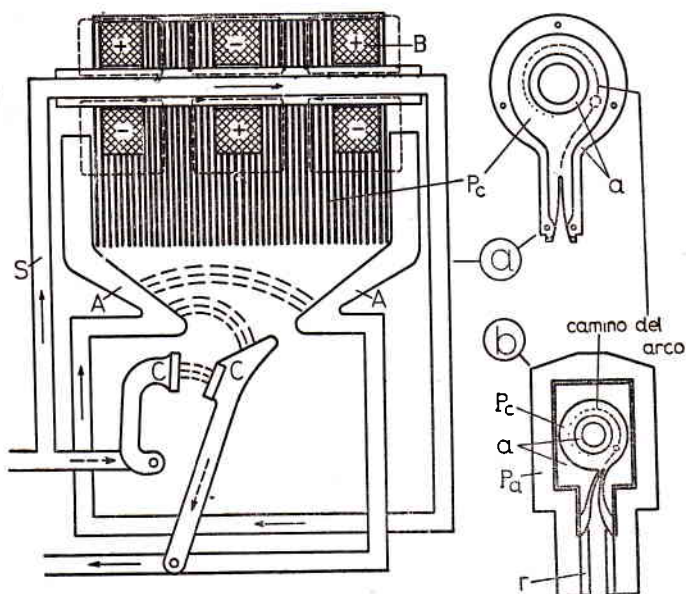


Fig. 159

es bastante grande la tensión total es insuficiente. El problema de la repartición del potencial entre las placas es fundamental, y para obtener una distribución relativamente uniforme ha sido necesario emplear pantallas electrostáticas especiales, sin las cuales las placas externas, por la presencia del soporte, estarían sometidas a una d.d.p. igual a unas diez veces la media. En derivación sobre ciertas placas se encuentran las bobinas B , que al llegar el arco a las placas son excitadas, produciendo un campo magnético cuya componente radial imprime a los arcos un movimiento muy rápido de rotación (alrededor de 15 vueltas en un semi-período). Dicho movimiento ocasiona una deionización intensa, contribuyendo a la rápida extinción definitiva. El camino de los arcos, está determinado por hojas aislantes a que aseguran también la separación entre las placas de cobre. Todos los

arcos no avanzan simultáneamente; su movimiento real se complica por las acciones mutuas. La duración total de corte es de 8/60 s.

En los aparatos de construcción más moderna se aumentó el campo de succión del arco rodeando cierto número de placas de cobre por otras de acero, P_a , (fig. 159 b), en número variable según el aparato, protegidas contra el arco por revestimientos r , y aisladas de las placas de cobre.

Para poderes de corte que pasan de 500 MVA asim se reforzaron los contactos, se aumentó el espesor de las placas de cobre y se hicieron más intensos el campo radial, agregando espiras a las bobinas B , y el campo de succión del arco, dando una forma particularmente adecuada a las placas de acero que rodean todas las placas de cobre; la duración total de corte se ha podido reducir a 5/60 s.

Para tensiones más bajas, de 2,5 y 5 kV, y para poderes de corte nominales primero hasta 150 y después hasta 250 MVA asim, se han puesto a punto interruptores, llamados también deión, cuyo principio

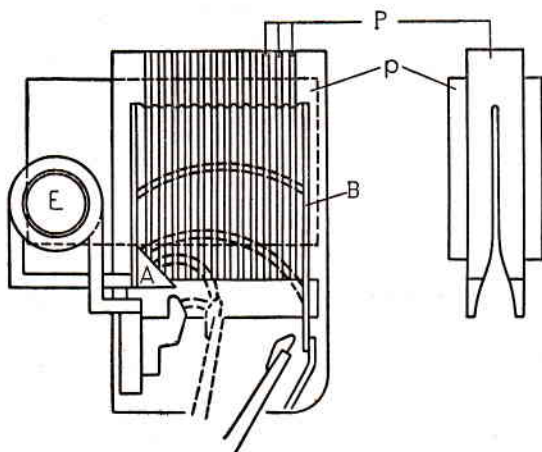


Fig. 160

es un poco diferente del recién descrito. La fig. 160 representa la construcción de la cámara de extinción del aparato para poderes de corte nominales hasta 150 MVA. El arco se sopla rápidamente sobre el cuerno A , insertando así en el circuito el arrollamiento de excitación del electroimán E provisto de piezas polares laminadas p , de sección rectangular, que se extienden a lo

largo de la cámara de deionización: el campo magnético creado entre las placas ejerce una enérgica acción de succión sobre el arco, guiado a la derecha por el cuerno B . La cámara de deionización está formada por cierto número de placas P de un material aislante que bajo la acción del arco no desprende gases. El arco está obligado a desplazarse en las ranuras previstas en las placas, es aspirado hacia arriba y se deioniza intensamente por su movimiento rápido contra el aire

y por el contacto con las placas; salvo si la intensidad es muy pequeña, la duración del arco no pasa de 1 o 2 alternancias.

La cámara de los aparatos de 250 MVA sólo difiere en algunos detalles de la que acabamos de describir.

B. Interruptor General Electric Co.

Estos aparatos, de interior, se construyen para 2,5 - 7,5 kV y hasta 250 MVA asim ⁽¹⁾.

El interruptor tripolar de cuba única de la serie 2,5 - 5 kV, 150 MVA está representado en corte en la **fig. 161**. La rotación de la pa-

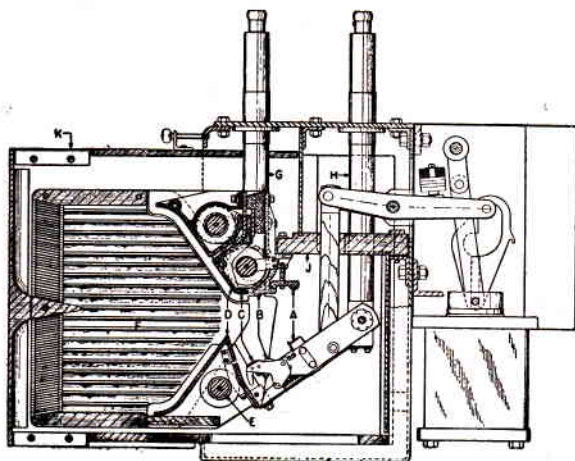


Fig. 161
Clisé General Electric Co.

lanca porta-contactos móviles separa los contactos principales *A*, los intermedios *B* y los para-chispas *C*; el arco soplado sobre los cuernos *D*, que rodean la entrada de la cámara del arco *F*, se alarga a medida que avanza hacia la salida de ésta bajo la acción de las poderosas bobinas de soplado *E* introducidas progresivamente

te en el circuito; el escape de los gases tiene lugar en *K*. La **fig. 162** nos muestra distintas secciones de la cámara *F*; se ve que el arco, al avanzar, debe alargarse y aumentar su superficie de contacto con las paredes, lo que lo deioniza, aumentando considerablemente la caída de tensión; así se provoca un desplazamiento de la fase en que la corriente se anula, suficiente como para que, al cabo de un tiempo que varía sensiblemente de una a cinco alternancias según la corriente, la tensión de restablecimiento no alcance a reencender el arco.

En los aparatos de 7,5 kV, hasta 250 MVA asim, se agregó un pistón que provoca un chorro de aire con el fin de reducir la duración

(1) Ya terminada la redacción de esta obra, que se hallaba en prensa, supimos que se extendió la construcción de estos aparatos hasta 15 kV, 250 MVA asim.

del arco cuando la corriente cortada —y por consiguiente la acción de soplado— es pequeña.

9. Interruptores de chorro de gases sublimados.

La materia sublimable debe cumplir varias condiciones que hacen su elección bastante difícil; además de gastarse lentamente, no se debe fundir ni ser inflamable; debe desprender gases eficaces para la deionización (en particular hidrógeno o anhídrido carbónico) y debe tener buenas propiedades aislantes y mecánicas, inalterables por la humedad o por variaciones considerables de la temperatura. La casa A.E.G., la primera en construir interruptores de este tipo, utilizó una materia sublimable a base de resinas sintéticas.

A. Interruptores A.E.G.

Estos interruptores, de interior, se construyen para tensiones nominales de 10 y 20 kV y poderes de corte nominales de 50 a 200 MVA. La **fig. 163** representa el aparato tripolar de 10 kV, 200 MVA. La **fig. 164** muestra el principio de funcionamiento de la cámara de extinción en el corte de corrientes intensas (a la izquierda) y pequeñas (a la derecha). Los tubos 4 y 5 y el dedo 6 son de material sublimable. Cuando la corriente es intensa, el arco que se forma al separarse el tubo móvil 8 de los contactos fijos 2 y para-chispas 3 hace que el tubo superior 4 y el dedo 6 desprendan gran cantidad de vapores que se escapan a través de los orificios de la cámara 7,

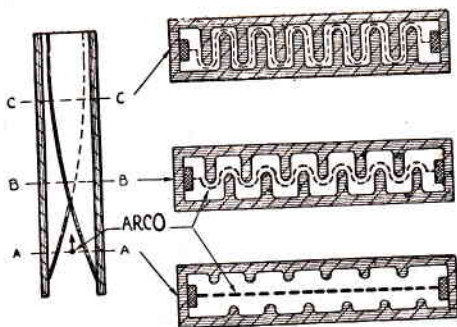


Fig. 162
Clisé General Electric Co.

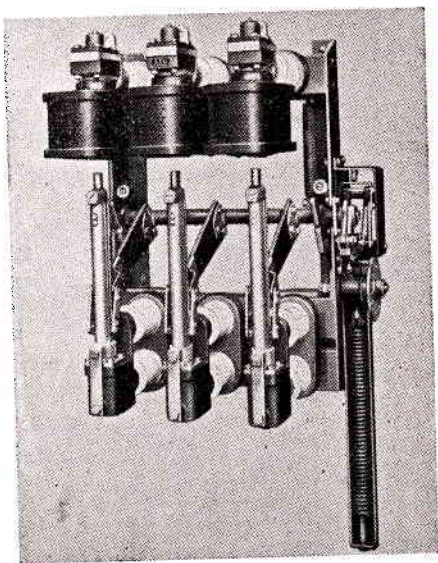


Fig. 163
Clisé A. E. G.

fija al cárter 1, deionizando y extinguiendo el arco. Por el contrario, cuando la corriente es pequeña la cantidad de vapores desprendida por el tubo 4 es insuficiente; el arco dura más y hace que el dedo 6 y el tubo inferior 5 desprendan vapores suplementarios cuyo escape contribuye a la extinción del arco; dicha extinción es efectiva antes que el tubo móvil deje la cámara 7.

El corte está acompañado por el desprendimiento de gases muy calientes y según las condiciones en que funciona el aparato puede ser necesario prever dispositivos que enfríen y canalicen convenientemente los gases.

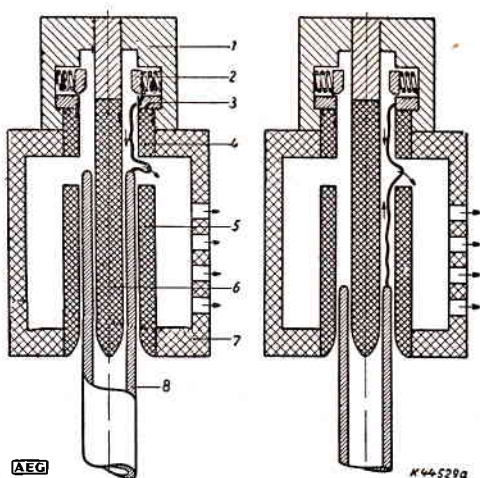


Fig. 164
Clisé A. E. G.

B. Interruptores *Westinghouse El. and Mfg. Co.*

Esta compañía realizó recientemente interesantes ensayos para obtener aparatos de poder de corte nominal más elevado; llegó a pasar de 600 MVA asim.

CAPITULO VII

Comando de los interruptores

1. Generalidades.

La clasificación de los comandos se hace principalmente según la manera de efectuar el cierre. Como ya mencionamos en la pág. 139, se distinguen:

el comando manual, en el que el cierre es efectuado por la acción de un operador sobre una palanca o volante que actúa, directamente o por medio de una transmisión mecánica, sobre el árbol del interruptor;

el comando eléctrico, en el que el cierre es efectuado por un solenoide o un motor eléctrico, alimentados por una fuente auxiliar;

el comando de acumulación, en el que la energía del cierre proviene de un resorte previamente armado, de un contrapeso previamente levantado o de un volante previamente acelerado; la acumulación de la energía puede ser hecha por un motor eléctrico ⁽¹⁾, a mano, o en otra forma;

(1) Tales comandos se denominan a veces «de motor eléctrico» y para diferenciarlos de los comandos eléctricos donde el cierre es efectuado por el motor, estos últimos se designan como comandos «de motor de acción directa».

el comando neumático, en el que el cierre es efectuado por un órgano accionado por aire comprimido.

Según la disposición del árbol del comando respecto al del interruptor, se distingue entre el comando longitudinal (o frontal) y el lateral; en el primero los dos ejes coinciden o son paralelos; en el segundo los dos ejes son perpendiculares. Se pueden observar las dos disposiciones en la **fig. 89** (el comando longitudinal está representado en trazo punteado).

Como ya dijimos en las págs. 139 y 140, cualquiera que sea la clase del comando, el disparo debe ser *libre* eléctrica y/o mecánicamente, es decir, el aparato debe poder abrirse por sí mismo aunque se siga ejerciendo una acción de cierre, si éste se efectúa sobre un corto-circuito. Salvo en el caso particular de los aparatos llamados «de reenclavamiento automático», el aparato así abierto no puede volver a cerrar por el simple hecho de continuar la maniobra de cierre; si se quiere un segundo cierre hay que interrumpir la maniobra y empezarla de nuevo. De esta manera se evita el bombeo.

Los interruptores con comando no manual suelen tener, además, a título de comando auxiliar, uno manual, útil si falla el comando principal o para verificar el funcionamiento mecánico de los órganos del interruptor. Pero hay que prever dispositivos especiales para impedir el cierre por los medios normales cuando se cierra a mano; además, el comando manual debe ser de disparo libre mecánico.

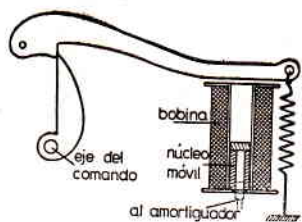


Fig. 165

La apertura puede ser 1) manual o 2) por escape, a voluntad o automáticamente. Los aparatos de cierre y apertura manual no son automáticos.

El escape es en esencia un electroimán que en condiciones determinadas atrae —o deja de atraer— un núcleo móvil que, al final de su carrera, suprime mecánicamente el enclavamiento que impedía la apertura del interruptor, como se ve por ejemplo en la **fig. 165**, relativa a un escape secundario. Existen escapes de máximo de intensidad, donde la fuerza de atracción es insuficiente para mover el núcleo mientras la corriente no pase de un valor fijado I_e , y de mínimo de tensión, donde el núcleo, normalmente atraído, cae cuando la tensión desciende por debajo de un valor fijado, U_e . Los escapes de mínimo de tensión tienen por objeto proteger los receptores de los inconvenientes de funcionamiento o puesta en marcha bajo una tensión insuficiente, pero en la protección contra los corto-circuitos se utilizan

fundamentalmente los escapes de máximo de intensidad, que consideraremos en detalle en el parágrafo siguiente.

También se construyen escapes de inducción, donde el órgano móvil es un disco.

Notemos finalmente que los comandos poseen generalmente contactos que sirven para maniobrar en orden los diferentes circuitos auxiliares, en particular los de señalamiento cuando éste se hace por medio de lámparas; en cualquier caso, haya o no señalamiento por lámparas, el aparato tiene un índice o visor que indica claramente si está abierto o cerrado.

2. Escapes de máximo de intensidad.

Los escapes se dividen en primarios (fig. 166 a) y secundarios (fig. 166 b, c, e, f), según que sus arrollamientos estén en serie en el circuito principal del interruptor o estén alimentados por este circuito por medio de transformadores de intensidad o de tensión. Cuando el escape está alimentado por una fuente independiente de la red protegida (fig. 166 d) toma el nombre de escape de emisión.

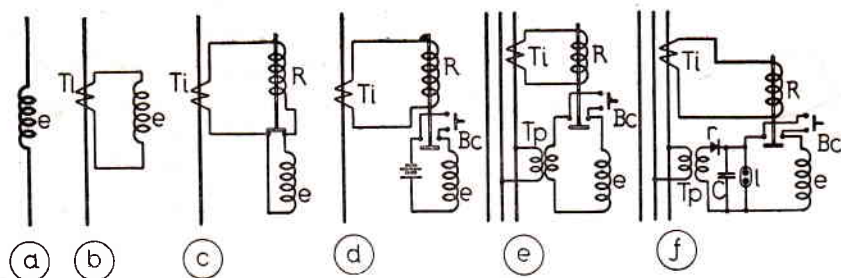


Fig. 166

Los escapes primarios y los secundarios de alimentación directa por transformadores de intensidad (fig. 166 a y b respectivamente) sólo se pueden utilizar —como veremos más adelante— en la protección selectiva por sobreintensidad, y eso únicamente si la alimentación se efectúa de un solo lado. En otros casos, y aún en éste si se quiere una precisión de funcionamiento mayor, se excitan los escapes por medio de relés. El relé es un aparato destinado a producir, mediante cierre o apertura de contactos, una modificación en un circuito (aquí el del escape) cuando se produce determinada modificación en el mismo u otro circuito (aquí sólo interesa este último caso).

Únicamente consideraremos aquí la protección selectiva por so-

breintensidad, entendiéndose que al hablar de relés sin otra especificación nos referimos a relés de sobreintensidad.

Los escapes y relés pueden ser instantáneos, cuyo funcionamiento empieza cuando la corriente llega al valor fijado I_e y prosigue sin atraso intencional, o de acción diferida, cuyo funcionamiento prosigue con cierto atraso, producido intencionalmente, después que la corriente ha alcanzado I_e . El valor I_e es regulable entre ciertos límites. El atraso puede ser 1) independiente, es decir, constante, cualquiera que sea el valor de la corriente en el escape o en el relé, 2) inverso, que es tanto más reducido cuanto más elevada es la corriente en el escape o en el relé, 3) inverso hasta cierto valor de la corriente e independiente, o incluso nulo (es decir el escape o el relé se vuelve instantáneo), cuando la corriente es superior a dicho valor.

El atraso de los escapes se obtiene fácilmente mediante un amortiguador en forma de pistón con aberturas, montado en el extremo

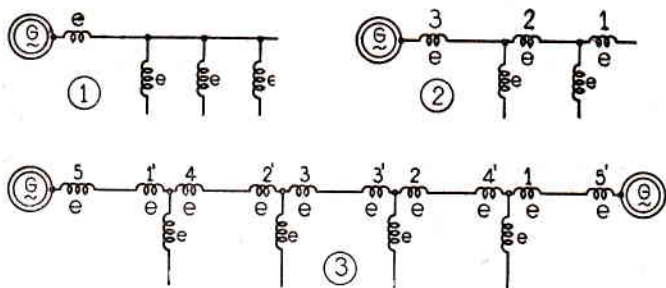


Fig. 167

del núcleo móvil del escape, que se mueve en un cilindro fijo lleno de aceite u otro fluido conveniente; el atraso se puede regular obteniendo un número mayor o menor de aberturas, o también cambiando de fluido. El dispositivo es sensible a las variaciones de la temperatura.

Otro sistema consiste en agregar en el extremo del núcleo móvil un disco horizontal en forma de ocho, que en reposo hace contacto con una superficie rectificada de la misma forma, en el fondo de un cilindro con aceite; el atraso es regulable haciendo variar la superficie de contacto por rotación del cilindro. También se construyen escapes en los que el atraso se obtiene por otros medios, por ejemplo, elementos térmicos.

Si en una fracción determinada del tiempo de funcionamiento del escape (o del relé) la corriente baja de un valor superior o igual al de la corriente de funcionamiento hasta un valor inferior o igual a cierto valor, llamado de retorno, el escape (o relé) deja de fun-

cionar y vuelve a su posición de reposo. Esta característica es fundamental para la protección selectiva.

Los esquemas de alimentación son numerosos; en la **fig. 166** se observan los más usados, habiéndose representado la protección de un solo hilo de fase. Los **a** y **b** son los más simples y económicos.

En la **fig. 89** se pueden observar, en trazo punteado, los escapes primarios montados sobre los aisladores de paso. Dichos escapes suprimen el enclavamiento del eje del comando mediante varillas aislantes articuladas al núcleo móvil. Las bobinas de los escapes primarios de intensidades nominales no muy elevadas, que contienen un número relativamente grande de espiras, están generalmente shuntadas por resistencias o por explosores, con el fin de protegerlas contra los cebamientos.

Pero con los esquemas **a** y **b** el funcionamiento es menos preciso, ya que es imposible conseguir que los escapes trabajen con tolerancias tan reducidas como los relés por tener que efectuar un trabajo mecánico mucho más importante; este hecho por sí solo puede a veces justificar la utilización de un relé, como se ve en los esquemas **c-f**, en los que el escape se elige de tal modo que, al quedar excitado por intermedio del relé, su funcionamiento sea seguro. Además, como lo mencionamos al principio de este parágrafo, con los esquemas **a** y **b** únicamente se pueden proteger derivaciones (**fig. 167, 1**) o porciones de línea cuya alimentación se efectúe de un solo lado (**fig. 167, 2**). En el primer caso la temporización del escape está fijada por las características de la derivación; en el segundo, para asegurar la selección, la temporización debe ir creciendo a medida que nos acercamos al generador (o sea en el orden 1, 2, 3, en la **fig. 167, 2**) El atraso del escape $n + 1$ debe ser suficientemente mayor que el del escape n , para tener la completa seguridad de que el escape $n + 1$ vuelve a su posición de reposo sin haber funcionado al extinguirse los arcos del interruptor n . Las tolerancias son menores en los relés, cuyos atrasos se regulan con mayor precisión que los de los escapes, de modo que el empleo de relés de acción diferida y de escapes instantáneos ofrece la ventaja adicional de poder reducir los atrasos necesarios en la protección del tipo de la **fig. 167, 2**.

Pero en el caso de alimentación de los dos lados (**fig. 167, 3**) no basta con disponer dos series de escapes con duraciones de temporización decrecientes respectivamente en los órdenes 5 a 1 y 5' a 1', porque cualquiera que sea el lugar del efecto empezarán por funcionar los escapes 1 y 1' aislando las fuentes. Para que ello no ocurriera, los escapes cuyo orden en la temporización es inferior a

$(m + 1)/2$ en que m es el número de segmentos ($m = 5$ en la **fig. 167, 3**), deberían ser *direccionales*, es decir, funcionar sólo si la energía fluye hacia (y no desde) el segmento protegido. Entonces no se utilizan los esquemas **a** o **b** de la **fig. 166**, sino uno de los esquemas con relé, adoptando no un relé simple de sobreintensidad, como los que representamos en la **fig. 166**, sino un relé de sobreintensidad direccional, que comprende dos contactos, los amperimétricos, que funcionan por sobreintensidad, y los wattimétricos, que funcionan cuando la energía fluye en determinado sentido; es necesario que los dos funcionen a la vez para que el escape quede excitado. En muchos casos la sobreintensidad no permite asegurar correctamente la protección selectiva, o no permite eliminar el defecto con suficiente rapidez; entonces es necesario recurrir a un relé de un tipo distinto al de sobreintensidad. El estudio de estos problemas escapa al alcance del presente libro.

El esquema **e** sólo se puede usar si la tensión de la red es siempre suficiente para el funcionamiento seguro del escape. En efecto, se debe tener presente que debido al corto-circuito dicha tensión puede sufrir una reducción muy grande con respecto a su valor normal; para evitar este inconveniente se utiliza a veces el esquema **f**, donde la energía necesaria para el disparo es suministrada por la descarga del condensador C , cargado por el transformador de potencial T_p a través del rectificador r ; l es un dispositivo limitador de tensión. Por supuesto, luego de efectuado un disparo no puede haber otro antes que el condensador se haya cargado de nuevo, o sea antes que la tensión normal haya reaparecido.

En definitiva, el montaje **d** es el más seguro, y los inconvenientes inherentes al mantenimiento de una pequeña batería de acumuladores en general no son grandes. La tensión de la batería no debe ser excesivamente reducida para que algún contacto imperfecto no disminuya demasiado la corriente en el escape; de preferencia se tomará 24 o 48 V.

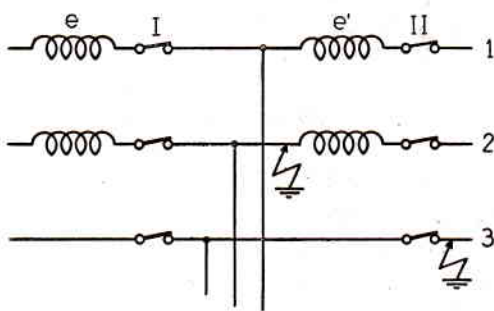


Fig. 168

El esquema **c** evita todo el mantenimiento con excepción del de los contactos, común a todos los esquemas **c-f**, y puede convenir cuando los interruptores están instalados en lugares donde no hay vigilancia permanente.

La apertura a voluntad debe hacerse mecánicamente con los esquemas **a-c**; en cambio puede ser por escape en los esquemas **d-f**, disponiendo un botón *Bc* en paralelo con los contactos del relé (**fig. 166**).

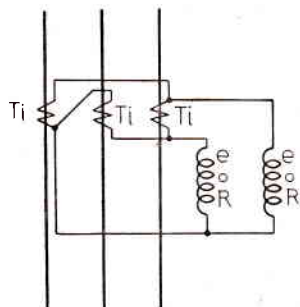


Fig. 169

En redes trifásicas conviene disponer un escape primario o un transformador de intensidad por fase aún cuando el neutro de la instalación esté aislado. En efecto, consideremos el caso de la **fig. 168**, donde sólo se han dispuesto escapes en los hilos 1 y 2. Al producirse el doble defecto simultáneo indicado, no se excita ninguno de los escapes *e'* del interruptor II, abriendo en cambio el interruptor I. Se interrumpe así el servicio en una parte mayor de la red, a menudo innecesariamente, puesto que al abrir el interruptor II existen muchas probabilidades de que el defecto en el hilo 2 desaparezca solo; por otra parte en general la red podría funcionar con un hilo a tierra durante un tiempo suficiente como para localizar y suprimir el defecto.

En el caso de utilizar tres transformadores, el número de escapes secundarios de alimentación directa o de relés puede reducirse a dos, por ejemplo efectuando el montaje de la **fig. 169**, pero entonces debe tenerse en cuenta que, a igualdad de la corriente de funcionamiento del escape de alimentación directa o del relé, la corriente en la red protegida dependerá —en mayor o menor grado, según el montaje adoptado— de la naturaleza del defecto.

3. Comando manual.

El cierre se efectúa haciendo girar a mano un volante o una palanca; la apertura puede ser manual o por escape.

En la **fig. 170** representamos un dispositivo de disparo libre mecánico. La palanca de maniobra *p* lleva un trinquete oscilante *t* que, cuando se dirige la palanca hacia abajo, engancha un rodillo *r* solidario de la palanca *i* que forma parte del mecanismo del interruptor. Enganchado *r*, se hace girar *p* en sentido antihorario hasta

que venga a engancharse en el trinquete de enclavamiento *u*. Si hay un corto-circuito en la red, apenas se tocan los para-chispas del interruptor los escapes *e* quedan excitados y levantan el puente *w* que hace bascular el trinquete *t*, interrumpiendo la unión mecánica entre la palanca de maniobra y el mecanismo del interruptor, cuyos contactos se separarán. El dispositivo descrito es el más simple, pero es relativamente poco sensible.

El comando manual sólo se emplea en instalaciones de pequeña importancia, de tensiones nominales reducidas y con aparatos de pequeños poderes nominales de corte (por ejemplo, hasta 200 MVA) y cierre (por ejemplo, hasta 30 kA). Su ventaja consiste en el costo reducido; sus inconvenientes son: 1) que la duración del cierre depende del operador, y 2) que el aumento del par o de la fuerza resistente en el momento en que los contactos llegan a tocarse puede provocar una hesitación en el operador, el cual disminuye el esfuerzo motor precisamente en el instante más inoportuno. De ello resulta un mayor desgaste de los contactos; además, en el cierre sobre corto-circuito de los interruptores de aceite aumenta la probabilidad de explosión. Para

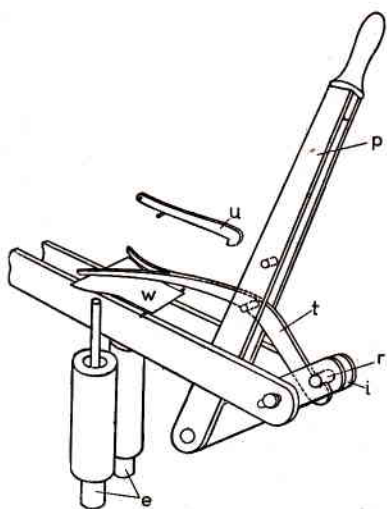


Fig. 170

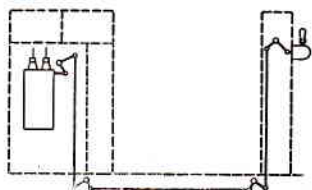


Fig. 171

evitar estos efectos se disponen las cosas de tal manera que en la posición en que los contactos empiezan a tocarse, la fuerza se ejerza fácilmente, por ejemplo, que la palanca de cierre, moviéndose —a la inversa de lo representado en la **fig. 170**—, de arriba abajo, pase en este momento algo debajo de la horizontal, ayudando el peso del operador a cerrar. Pero aún así el cierre sobre corto-circuito es impracticable si las corrientes del defecto son suficientemente elevadas, hecho que debe tenerse presente en particular cuando el comando manual se utiliza como auxiliar.

El peligro de explosión hace que a menudo se instale el interruptor dentro de la celda y el comando fuera de ésta, atravesando la

pared el árbol del interruptor. A veces el interruptor está situado a cierta distancia detrás del tablero sobre el cual está instalado el comando; en tal caso se agrega un dispositivo de transmisión de movimiento (**fig. 171**), por ejemplo, con cadena de Galle, piñones, palancas, etc. Tal comando se llama manual a distancia.

4. Comando de solenoide.

Lo que se busca en este comando —como en todos los comandos eléctricos— es obtener una duración de cierre determinada 1) sin que la corriente absorbida sea exagerada, 2) sin que exista retardamiento excesivo en el instante en que se tocan los contactos, es decir, en que aumenta bruscamente la fuerza resistente por aparición de la fuerza de repulsión electrodinámica F y 3) sin que la energía cinética al final del movimiento sea excesiva, pues ello obligaría a agregar amortiguadores exagerados.

Para estudiar las condiciones de cierre es necesario partir de la ecuación de movimiento.

Se suele admitir para el movimiento del núcleo del solenoide una ecuación del mismo tipo que la (10) de la pág. 157 relativa al movimiento de los contactos durante el cierre. Observemos al pasar que la correspondencia entre los desplazamientos del núcleo y de los contactos no siempre es simple. Así, por ejemplo, en ciertos mecanismos de biela y manivela, donde el ángulo total de rotación varía entre 90° y 150° según el aparato, la fuerza de atracción del núcleo se utiliza mal en ciertas posiciones y, para subsanar eso, se emplea a veces una biela articulada en vez de una biela simple: gracias a una disposición conveniente todo pasa como si se utilizasen respectivamente dos bielas diferentes en dos partes del recorrido total de la manivela.

En la ecuación (10) mencionada, F_m es función de x y del flujo ϕ abrazado por el arrollamiento del solenoide; a su vez ϕ es función de x y de la corriente i en dicho arrollamiento. Si E designa la f.e.m. de la fuente de alimentación del solenoide, y R la resistencia del circuito de éste, se tiene además la relación

$$E = Ri + d\phi/dt$$

que, con las precedentes, permite determinar las variaciones de i , ϕ , F_m y x en función del tiempo.

Se concibe que eligiendo una forma conveniente para $F_m(x)$ se puede llegar a obtener las condiciones de cierre deseadas. Para ello

se actúa sobre la forma del núcleo y su saturación; a veces se construyen solenoides especiales, de varios núcleos y bobinas.

El inconveniente de los comandos de solenoide reside en que exigen una fuente de corriente continua de 110 o 220 V capaz de gastar una corriente importante, que sobrepasa fácilmente 100 A en los comandos que acompañan a los interruptores de grandes poderes nominales de corte y cierre. No se emplea corriente alterna, principalmente a causa de la elevadísima corriente en el instante inicial de cierre, y de la curva $F_m(x)$ menos favorable. Se prefiere, si se dispone de una fuente segura de corriente alterna, rectificarla, y utilizar un solenoide de corriente continua.

Para reducir la intensidad de la corriente, hay interés en limitar la carrera del núcleo, interponiendo entre el núcleo y el árbol comandado una reducción, obtenida con frecuencia por medio de un sector dentado.

En general la corriente absorbida por el comando es demasiado importante para poder ser interrumpida por el botón de cierre; además los conductores que van del tablero al comando, cuya longitud puede ser importante, tendrían que ser de sección elevada, si se quisiera interrumpir la corriente del solenoide en el tablero. Se evitan estos inconvenientes instalando cerca del comando un contactor, que cierra y abre el circuito principal de comando, de acuerdo con la maniobra efectuada en el tablero.

Disparo libre. Esquemas del comando. El dispositivo de disparo libre puede ser realizado eléctrica y/o mecánicamente. El circuito magnético del escape debe ser independiente del circuito magnético del solenoide para evitar perturbaciones.

La **fig. 172** representa el esquema relativo al disparo libre eléctrico.

Para cerrar se apoya sobre el botón de cierre B_c , haciendo $5 = 6$; la bobina X del contactor, excitada en serie con la resistencia R , cierra el contacto $9-7$, aplicando la tensión al solenoide Be . Este cierra el interruptor, a la vez que los contactos auxiliares A ; se realiza así $4 = 7$: la bobina Y , excitada, atrae sus contactos con lo cual: 1) por $8 = 7$ pone a X en corto-circuito, de modo que el contacto $9-7$ se interrumpe, abriendo el circuito del solenoide Be , y 2) por $4 = 7$ se asegura su propia excitación mientras se apoya sobre B_c , independientemente de los contactos A . Si hay un corto-circuito en la red principal, el relé, excitado, hace $2 = 6$, y como $3 = 7$ por los contactos A , el escape Am se pone bajo tensión e impide el enclavamiento del interruptor, el cual se abre. Como X está en corto-circuito por los contactos $8-7$ de Y , que sigue excitado mientras se

apoya sobre *Bc*, el circuito del solenoide no puede volverse a cerrar, a menos que se suelte *Bc* y apoye de nuevo.

Para abrir un aparato cerrado basta con hacer $2 = 6$, sea por el relé, sea a voluntad, apoyando sobre el botón de apertura *Ba*.

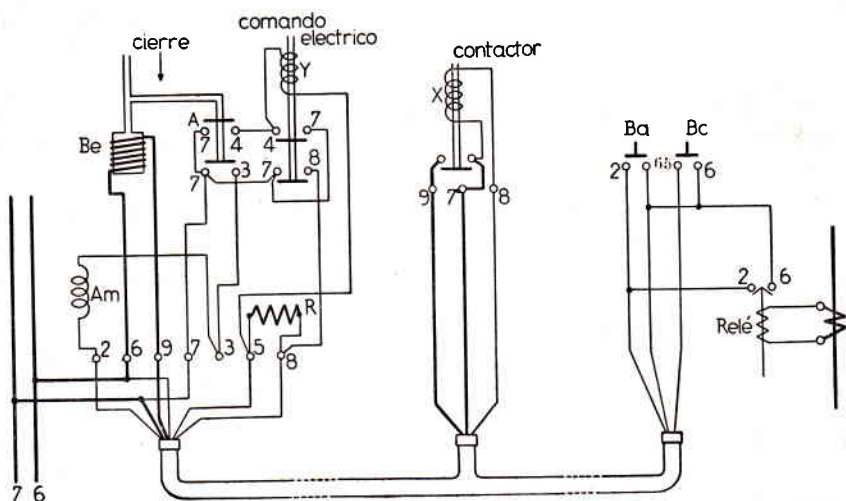


Fig. 172

En la **fig. 173** representamos una variante, donde el disparo libre se obtiene por medios mecánicos en el contactor. El esquema ha sido completado con las lámparas de señalamiento.

El señalamiento se hace con lámparas encendidas: en la **fig. 173**

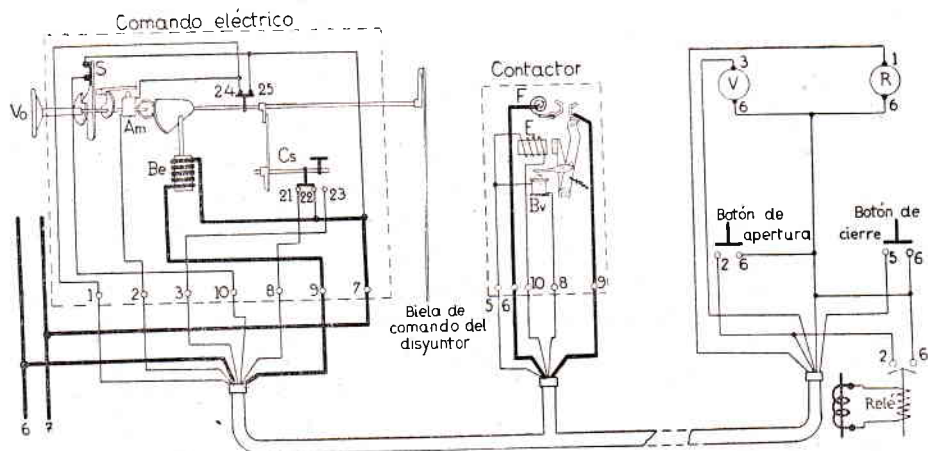


Fig. 173
Clisé Delle

el interruptor se ha representado cerrado: la lámpara roja, bajo 6 y $1 = 24 = 25 = 7$, está encendida.

El corte puede efectuarse automáticamente por medio de relés, o a voluntad, por el botón de apertura; en los dos casos se hace $2 = 6$ y el escape Am del comando queda alimentado por $2 = 6$ y $24 = 25 = 7$ y funciona liberando el bloqueo del interruptor. Los árboles del interruptor y del comando giran arrastrando el eje auxiliar Cs ; el contacto $24-25$ se abre, cortando el circuito del escape Am y el de la lámpara roja, que se apaga; el contacto $22-23$ se cierra, lo que hace $3 = 23 = 22 = 7$: la lámpara verde se enciende, señalando el final de la maniobra.

Para cerrar se apoya sobre el botón de cierre, haciendo $5 = 6$, y como $7 = 10$ se excita el electroimán E del contactor, que atrae un núcleo y el cuchillo móvil solidario de aquel por un trinquete de enganche, cerrando el circuito principal del comando. El núcleo del solenoide Be es atraído y efectúa el cierre; un poco antes del final de la carrera el contacto $21-22$ se cierra, lo que hace $8 = 7$ y como $5 = 6$ la bobina del cerrojo Bv del contactor se excita y libera el enganche del cuchillo del contactor, que es atraído hacia atrás por un resorte, abriendo el circuito del solenoide: así se evita un choque violento al final de la carrera. El arco que se forma en el contactor al separarse sus contactos es soplado por la bobina F . Los contactos $24-25$ se cierran, poniendo el escape Am en posición de funcionamiento: si en la red hay un corto-circuito Am funciona (a menos de estar retardado el relé) y hace imposible el enganche del árbol de comando; el interruptor dispara bajo el efecto de sus resortes y se evita el bombeo porque el circuito del solenoide está cortado: para volver a cerrar es necesario soltar el botón de cierre, lo que hace que el núcleo del cuchillo del contactor caiga, enganchándose de nuevo las dos partes, y luego apoyar sobre el mismo botón, lo que vuelve a cerrar el cuchillo del contactor. Si el cierre se ha efectuado bien la lámpara roja se enciende en cuanto se establece el contacto $24-25$ y queda encendida; en el caso de disparo por el relé el contacto $24-25$ se abre y el $22-23$ se cierra, encendiendo la lámpara verde.

El núcleo del solenoide puede o no estar rígidamente unido al mecanismo del interruptor. La unión rígida tiene varios inconvenientes. Por lo pronto no se dispone así del disparo libre si se utiliza el cierre auxiliar de mano. Además el disparo es más lento en razón 1) de la mayor masa equivalente m' , y 2) de la lenta desaparición del flujo ϕ , que persiste un cierto tiempo después de haber sido cortado el circuito del solenoide, y con él la fuerza F_m correspondiente. Por

ello en los comandos modernos de solenoide, y más tratándose de interruptores de alguna importancia, se aplica el disparo libre mecánico, prescindiendo o no del disparo libre eléctrico. Los órganos solidarios del núcleo están unidos a los solidarios del mecanismo del interruptor por medio de un dispositivo sobre el cual actúa el escape, devolviendo a cada órgano su independencia de movimiento.

Algunos constructores admiten como característica importante del disparo libre mecánico, que éste —por construcción— pueda producirse en cualquier posición del núcleo, sin tener que esperar el cierre completo, y en particular el corte del circuito del solenoide: el disparo es así mucho más rápido. Otros constructores sólo hacen actuar el disparo cuando la maniobra de cierre está completamente terminada, con el fin de que los resortes de apertura estén completamente armados y puedan asegurar la velocidad de separación de los contactos necesaria para la extinción correcta de los arcos.

La gran ventaja de los aparatos de solenoide reside en su simplicidad, solidez y precio relativamente reducido; la duración de funcionamiento varía entre 0,15 y 0,7 s según el modelo.

5. Comando de motor.

La **fig. 174** representa el esquema de un comando con motor, maniobrado por el conmutador del tablero o por botones colocados sobre el mismo comando. Se conoce la posición del interruptor en la sala del tablero por el visor del conmutador. El señalamiento por lámparas, que vamos a describir más abajo, se efectúa por medio de lámparas normalmente apagadas.

El árbol del conmutador es solicitado hacia la posición de reposo por un resorte y vuelve a ella cuando se suelta la manija. Lleva cinco contactos rígidamente unidos a él y un contacto vaivén; este último contacto ($6 = 4$ en la maniobra «en circuito» y $6 = 11$ en la «fuera de circuito») no cesa cuando se suelta la manija, porque un juego de camas impide el movimiento de retorno.

Al maniobrar la manija del conmutador de acuerdo con la indicación de su visor, se enciende la lámpara correspondiente, que permanece encendida hasta que se suelta la manija. Por el contrario, una lámpara encendida con la manija del conmutador en la posición de reposo quiere decir que se ha efectuado una maniobra sin intervención del conmutador: a saber, si el interruptor ha sido cerrado por el conmutador (visor rojo), la lámpara verde encendida indica que ha habido disparo automático por los relés o a voluntad apoyando sobre el botón de apertura colocado sobre el comando; para apagar

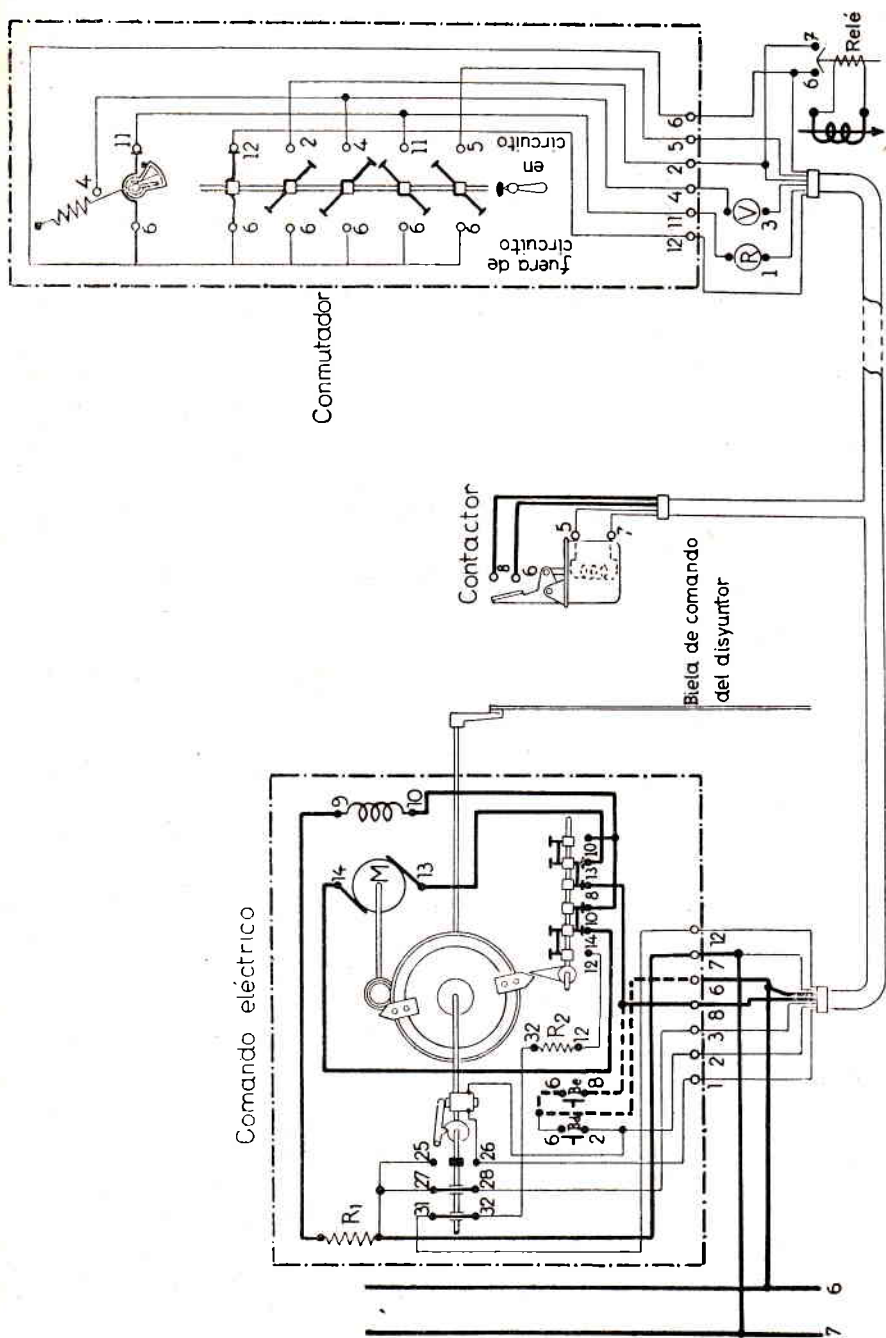


Fig. 174
Clisé Delle

la lámpara verde basta maniobrar la manija en el sentido que indica la lámpara, es decir, «fuera de circuito». Del mismo modo, si el interruptor ha sido abierto por el conmutador, la lámpara roja se encenderá y quedará encendida si se cierra a mano o por el botón de cierre; para apagarla, basta maniobrar la manija en el sentido «en circuito».

En la **fig. 174** el interruptor se ha representado abierto por la maniobra del conmutador. Examinemos el cierre por acción del conmutador. El contacto vaivén hace $6 = 4$ y como $3 = 7$ pasando por el contacto giratorio 28-27, la lámpara verde se enciende primero; cuando dicha lámpara se apague y se encienda la lámpara roja, el operador sabrá que ha terminado la maniobra y soltará la manija, apagando así la lámpara roja. El contacto $6 = 11$ prepara el circuito de encendido de la lámpara roja; el contacto $6 = 5$ pone bajo tensión la bobina del contactor *C* cuyo núcleo es atraído, realizando $6 = 8$. Entonces el circuito 7-*R*₁-inductor-contactos giratorios 10-14-inducido-contactos giratorios 13-8, provoca el arranque del motor, que arrastra el árbol del disyuntor. Hacia el final de la carrera:

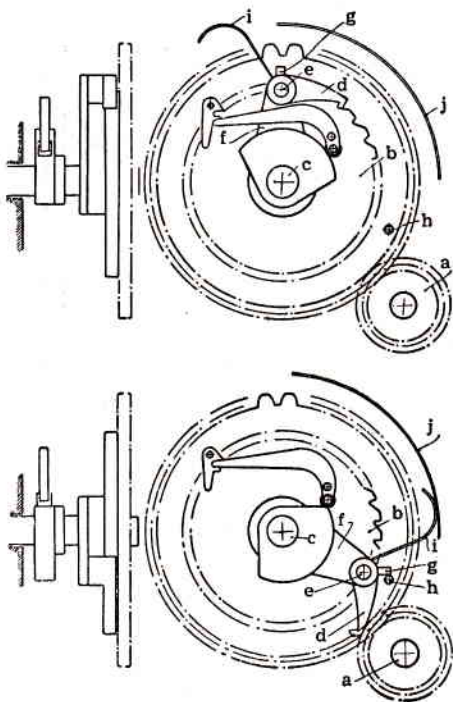


Fig. 175
Clisé Merlin - Gerin

a) los contactos 10-14 y 8-13 se abren, los 12-14 y 13-10 se cierran, las conexiones inducido-inductor se invierten y el circuito del motor se transforma en 7-*R*₁-inductor-contactos giratorios 10-13-inducido-contactos giratorios 14-12-*R*₂-contactos giratorios 32-31 (abiertos)-12. Así se prepara el circuito para la rotación del motor en sentido inverso; falta hacer $12 = 6$, lo que ocurre automáticamente cuando se suelta la manija.

b) los contactos 31-32 y 27-28 se abren y los 25-26 se cierran, la lámpara verde se apaga y la roja se enciende; además el contacto 25-26 cierra el circuito 2-7 del escape *Am*.

En el caso de cierre sobre un corto-circuito, los relés hacen $6 = 2$ y el escape Am se excita: el interruptor se abre sin arrastrar al motor, porque el acoplamiento entre el árbol del motor y el del interruptor se hace por intermedio de un dispositivo de disparo libre. Los contactos $31-32$ y $27-28$ se vuelven a cerrar, el $25-26$ se abre; la lámpara verde se enciende: el operador está prevenido. Para poder volver a cerrar, primero hay que dejar que la manija vuelva a la posición de reposo: el motor, cuya velocidad está limitada por la inserción de la resistencia R_2 , vuelve para atrás, engancha el dispositivo de disparo libre, elimina R_2 e invierte las conexiones inducido — inductor, restableciendo el circuito primitivo de cierre: la maniobra se puede repetir.

Consideremos ahora la apertura por intermedio del conmutador de un aparato, cerrado también por el conmutador. El contacto vaivén hace $11 = 6$ y como $1 = 7$ por intermedio del contacto giratorio $25-26$, cerrado, la lámpara roja se enciende. El contacto $6 = 4$ prepara el circuito de la lámpara verde y el $6 = 2$ pone bajo tensión el escape Am . El interruptor dispara —sin arrastrar el motor, como ya lo dijimos— corta en $25-26$ los circuitos del escape Am y de la lámpara roja y enciende por $27-28$ la lámpara verde. Se suelta la manija, la lámpara verde se apaga, y se establece $6 = 12$: como $31-32$ está cerrado, el motor vuelve para atrás, invirtiendo al final de la maniobra las conexiones inducido — inductor y eliminando R_2 , es decir, preparando su circuito para un nuevo cierre.

El acoplamiento entre el motor y el árbol del comando debe ser libre; la **fig. 175** representa uno de los sistemas utilizados. En el cierre el motor a arrastra al árbol de comando c por intermedio de un engranaje de reducción, una rueda de trinquete b , loca sobre el árbol c y el trinquete d ; este último es susceptible de girar alrededor de un eje e llevado por la manivela f fija sobre el árbol c . Un poco antes del final de la carrera se abre el circuito del motor, e inmediatamente después el saliente g del trinquete d es detenido por el tope fijo h : el trinquete bascula y escapa a la rueda b , permitiendo que el motor se detenga sin golpe. El trinquete está provisto de un resorte i que, si el interruptor dispara, se desliza sobre la rampa j lo que (junto con la fuerza centrífuga que obra en el mismo sentido) mantiene el trinquete desembragado hasta el final de la maniobra: el motor no es arrastrado. Al final del disparo el resorte i se escapa de la rampa y el trinquete vuelve a caer sobre la rueda b , permitiendo un nuevo cierre. No es posible el desembrague del trinquete durante el cierre a causa del frotamiento del trinquete sobre los dientes de la rueda.

Las ventajas de los comandos con motor consisten en que pueden funcionar con corriente continua o alterna (motor serie monofásico) y en que absorben una corriente menor que los comandos con solenoide. Por el contrario, aunque se emplean motores de elevada velocidad de rotación, la duración del cierre es, en promedio, superior a la de los comandos con solenoide. En consecuencia los comandos de motor son menos adecuados donde se exige un cierre rápido, como ser en los interruptores de puesta en paralelo de alternadores.

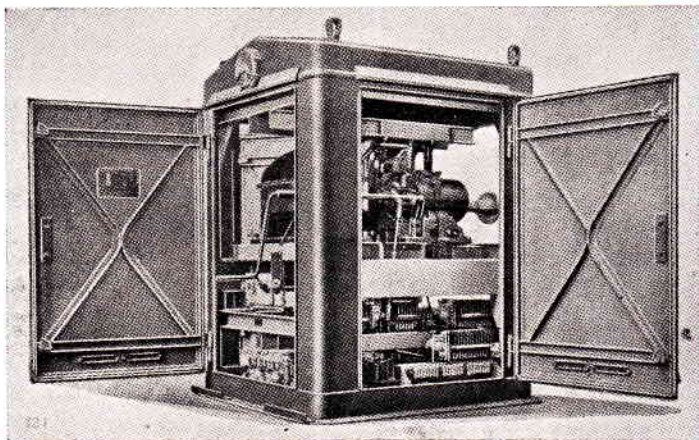


Fig. 176
Clisé Delle

La **fig. 176** representa un comando con motor para el interruptor de pequeño volumen de aceite de 220 kV, 2500 MVA sim, de la serie descrita en el capítulo VI, parágrafo 1 E.

6. Comandos de acumulación.

El consumo de los comandos en que el motor efectúa directamente el cierre es bastante elevado y a veces es un inconveniente; puede ser interesante reducir este consumo a un valor lo bastante pequeño como para que el motor pueda ser alimentado por un transformador de potencial. Este resultado se puede obtener almacenando primero la energía, por ejemplo en un resorte, y efectuando luego el cierre sin intervención del motor. El resorte puede ser armado 1) automáticamente, después de cada disparo o sólo cuando se procede al cierre, o 2) a mano; tal comando ha sido estudiado junto con el interruptor autoneumático en el capítulo VI, 7, **fig. 157**.

También se emplean comandos de acumulación con motor, en los que éste acelera un volante; cuando la velocidad alcanzada es suficiente, el circuito del motor se abre automáticamente y el cierre se efectúa por la energía cinética del volante, sin intervención de la fuente de alimentación.

La duración total del cierre depende de la potencia del motor y puede alcanzar 2 s, comprendido el tiempo para armar el resorte o acelerar el volante. La duración del cierre propiamente dicho puede variar entre 0,1 y 0,3 s. El inconveniente de los comandos de acumulación consiste en su curva $F_m(t)$ desfavorable, pues la fuerza motriz es máxima en el primer instante del cierre y va disminuyendo después.

En las pequeñas subestaciones, de vigilancia reducida, se emplean a veces los comandos con contrapeso, junto con un dispositivo de re-enclavamiento automático. En cada cierre el contrapeso desciende cierta altura, y en general se prevé la altura total de modo que se pueden efectuar 5 o 10 cierres sin necesidad de rearme.

7. Comandos neumáticos.

Aunque el comando neumático es muy antiguo, no se desarrolló verdaderamente hasta la aparición industrial de los interruptores de aire a presión de gran poder de corte. Se han perfeccionado algunos detalles, en particular en lo referente a las fugas, que deben ser reducidas al mínimo, dado el pequeño volumen de aire necesario para el funcionamiento y la poca frecuencia de las maniobras; normalmente se admite que después de 12 horas sin que haya habido funcionamiento, la presión no debe bajar en forma que haga inseguro dicho funcionamiento.

Pero el comando neumático no se aplica sólo a los interruptores neumáticos, porque aún incluyendo el grupo compresor, resulta a veces más económico que, por ejemplo, una gran batería de acumuladores, con sus inconvenientes de mantenimiento e instalación.

La energía neumática puede utilizarse sólo para el cierre, en cuyo caso todo se reduce a reemplazar el motor o el solenoide de los comandos eléctricos por el pistón del comando neumático, o también para la apertura, en particular impidiendo por vía neumática el bombeo.

Los comandos neumáticos permiten cierres rápidos; la duración del cierre varía en general entre 0,1 y 0,5 s.

Hemos dado ejemplos de comandos neumáticos en el capítulo VI, 5, **figs. 143 y 153.**

CAPITULO VIII

Reenclavamiento automático

1. Generalidades.

El problema del reenclavamiento automático de los interruptores, planteado hace unos veinte años, tiene una importancia cada vez mayor, debido al creciente consumo de energía eléctrica y a las aplicaciones cada vez más numerosas de ésta. Una interrupción en el suministro de corriente no es sólo incómoda e irritante, obligando al consumidor a una verificación infructuosa de los fusibles o interruptores, a dar aviso al servicio de reparaciones, etc., sino que hay industrias en que un paro, aún corto, puede ocasionar serias pérdidas económicas.

La experiencia ha demostrado que en su gran mayoría los defectos que se traducen en una interrupción son pasajeros, de manera que si se vuelve a cerrar el interruptor enseguida de producido el corte, en general se restablece el servicio, reduciendo así al mínimo la interrupción; precisaremos más adelante la palabra «enseguida». El reenclavamiento automático, además de las ventajas que ofrece al cliente, permite al explotante disminuir sus gastos de mantenimiento y aumentar el factor de utilización de la instalación.

Entre las causas de arcos de carácter pasajero en las líneas aéreas

hay que citar el rayo, las ramas de árbol, carbonizadas por el arco que provocan, los pájaros, etc. El rayo merece una atención especial a causa del carácter múltiple que presenta frecuentemente; el número de descargas sucesivas es muy variable; se han llegado a constatar más de 25; la duración total puede ser mayor de un segundo; los intervalos entre las descargas son irregulares, tanto 0,02 s como 0,2 s. La proporción de rayos múltiples en el número total de rayos caídos varía probablemente con la región; se han indicado valores comprendidos entre 20 % y 80 %.

El número de interrupciones es muy superior en las redes que tienen el neutro directamente a tierra que en las que tienen el neutro aislado o a tierra por intermedio de una bobina de extinción; por ese motivo el problema del reenclavamiento automático se ha estudiado con particular atención en los Estados Unidos, en donde es corriente poner el neutro directamente a tierra para reducir las sobretensiones en la instalación.

Un dispositivo de reenclavamiento automático vuelve a cerrar el interruptor, sin intervención del personal, después de cierto tiempo de producido el disparo, si éste ha sido automático y no a voluntad.

El reenclavamiento automático se practica fundamentalmente en dos casos: el de líneas de interconexión a muy alta tensión, y el de redes primarias de distribución de tipo radial, alimentadas de un solo lado. En el primer caso se practica un solo reenclavamiento; si el defecto no ha desaparecido, el interruptor dispara de nuevo y queda bloqueado en la posición abierta hasta que interviene el personal. En el segundo caso, en cambio, el aparato es capaz de efectuar un ciclo de operaciones consistente en varios reenclavamientos sucesivos, si el defecto persiste. El atraso previo al cierre no es necesariamente el mismo en todos los reenclavamientos del ciclo, y a veces es regulable. El número de reenclavamientos es variable según el tipo del aparato; en general está comprendido entre 1 y 5; a veces es regulable. Cuando se agota el ciclo sin restablecer el servicio, el dispositivo de reenclavamiento bloquea el interruptor en la posición abierta, siendo necesaria la intervención del personal, a menudo avisado por una señal de alarma. En ciertos aparatos, si después de algún reenclavamiento el interruptor queda enclavado por haber desaparecido el defecto, el dispositivo de reenclavamiento automático se encuentra pronto para un nuevo ciclo completo, no estando limitado el número de ciclos. En cambio, en otros aparatos el número total de operaciones que se puede efectuar sin intervención del personal es fijo, pudiendo ser igual o mayor al de un ciclo. Este sistema exige una mayor vigilancia que el sistema anterior.

2. Reenclavamiento automático en las redes primarias de distribución.

El tiempo total de reenclavamiento que transcurre entre el instante de aparición del defecto y el de reenclavamiento, es igual a la suma de la duración de funcionamiento del relé, si éste existe, de la duración total de corte del interruptor, de un atraso eventual previo al cierre y de la duración de cierre. Hay interés en reducir al mínimo el tiempo total, pero este mínimo depende de la clase de la instalación. En las instalaciones de iluminación o fuerza motriz, que no tienen motores síncronos, el servicio se reinicia normalmente por sí mismo después del reenclavamiento, de manera que se pueden tolerar interrupciones de duración relativamente elevada. Así los motores asíncronos admiten interrupciones comprendidas entre 0,5 y 1 s según la disminución de la velocidad que la industria particular tolera (por ejemplo 10 - 15 % en la industria textil) y también según la sobreintensidad esencialmente transitoria que se produce al reenclavar los motores, debida a la disminución de la velocidad de éstos. Por el contrario, la duración de la interrupción debe ser mucho menor en las instalaciones que tienen motores o compensadores síncronos si se quiere evitar que éstos desenganchen. Estas consideraciones fijan el límite superior de la duración del proceso de reenclavamiento, pero existe también un límite inferior. En efecto, entre el instante en que se extingue el último arco del interruptor y el instante en que se vuelve a cerrar el circuito, debe transcurrir un intervalo de tiempo suficiente para asegurar la extinción de los arcos del defecto y la deionización de su trayecto, para que el retorno de la tensión no sea capaz de reencenderlos. Ahora bien, sólo se puede considerar que los arcos del defecto se extinguen al mismo tiempo que los del interruptor si las máquinas giratorias no constituyen más que un pequeño porcentaje de la carga de la línea cortada. En caso contrario los motores se comportan como generadores y gastan sobre los arcos (alimentación en retorno) una corriente que es suficiente para mantenerlos durante cierto tiempo; la energía proviene de las masas giratorias. Los motores asíncronos pueden alimentar los arcos durante un tiempo del orden de 0,15 s por ejemplo, y los motores síncronos durante un tiempo muy superior, que puede llegar a varios segundos, y que es esencialmente función de la carga.

El tiempo de deionización del trayecto del arco es muy variable; en forma general aumenta con la tensión de la instalación y la intensidad de la corriente en el arco; es mayor en período de calma que cuando hay viento.

Haciendo abstracción de la alimentación de los motores síncronos, relativamente poco utilizados en la industria, y admitiendo que el tiempo necesario para la deionización del trayecto del arco del defecto es de 0,25 s, resulta de lo que acabamos de decir que el tiempo mínimo que debe transcurrir entre el instante de extinción del arco del interruptor y el instante en que los contactos vuelven a tocarse, varía según la clase de la carga de $\sim 0,25$ s a $\sim 0,4$ s. Pero en general los interruptores de los motores están provistos de escapes a mínimo de tensión que, no temporizados, funcionan en 0,1-0,2 s, es decir, antes de que se haya podido efectuar el reenclavamiento automático de la línea de alimentación; por lo tanto si se quiere evitar la desconexión de los motores, sus escapes a mínimo de tensión deben ser de acción diferida; el tiempo de temporización debe estudiarse en cada caso particular; como orden de magnitud se puede indicar 1 a 3 s.

Un ciclo de operaciones, que se adoptaba primitivamente con cierta frecuencia, era el de tres reenclavamientos con intervalos de tiempo de, por ejemplo, 15 s, 30 s y 75 s entre el instante de excitación del escape y el de cierre de los contactos del interruptor; se adoptaban también otros intervalos, que a veces eran regulables entre ciertos límites. Un intervalo de 15 s representa un progreso considerable respecto a la operación no automática, en lo que se refiere a la reducción de la duración de la interrupción, pero, a menos de tratarse de instalaciones donde una breve falta de luz o de calefacción, o una corta parada de los motores, no es un inconveniente mayor, es insuficiente, debiéndose reducirlo más. Se ha hecho «instantáneo» el primer reenclavamiento, es decir, se ha reducido el retardo intencional al valor estrictamente suficiente para la deionización del trayecto del arco del defecto (designaremos dicho intervalo por 0 s). La estadística demuestra que si el servicio de mantenimiento se hace bien, el porcentaje de reenclavamientos que tienen éxito es aproximadamente el mismo con el ciclo 0-15-120 s que con 15-45 a 60-60 a 120 s. Los resultados de explotación de la red de tensiones iguales o inferiores a 44 kV de la Georgia Power Company, con el ciclo 0-15-120 s, relativos a 1010 operaciones (1933) han sido los siguientes:

cierre permanente después del primer reenclavamiento	— 88,7 %
» » » » segundo »	— 4,5 %
» » » » tercer »	— 1,3 %
defecto permanente (bloqueo)	— 5,5 %

Para obtener el ciclo de reenclavamiento deseado se puede agregar al comando del interruptor un combinador, que puede ser ente-

ramente mecánico o comprender electroimanes o un motor, alimentados por una fuente auxiliar. En el caso del comando eléctrico, el combinador, después del disparo automático, cierra simplemente el circuito de cierre un número de veces prefijado, y bloquea el aparato abierto en caso de fracaso. Si uno cualquiera de los reenclavamientos tiene éxito, el combinador vuelve al cero, y el ciclo entero puede volver a empezar. En el caso de un comando de contrapesos, que desciende en cada reenclavamiento, el número total de reenclavamientos disponibles es limitado, generalmente igual a 5 o a 10; cuando el peso desciende totalmente es necesaria la intervención del personal para volverlo a levantar. Los atrasos se pueden regular entre ciertos límites.

Para poderes de corte pequeños, inferiores a 50 MVA, y tensiones moderadas (por ejemplo 15 kV) se construyen aparatos de tres reenclavamientos, en los que el interruptor, el escape, el dispositivo de cierre y el de reenclavamiento se encuentran en el mismo recipiente.

La **fig. 177** representa el aparato de la General Electric Co. Cuando el interruptor está cerrado, la presión entre el contacto fijo

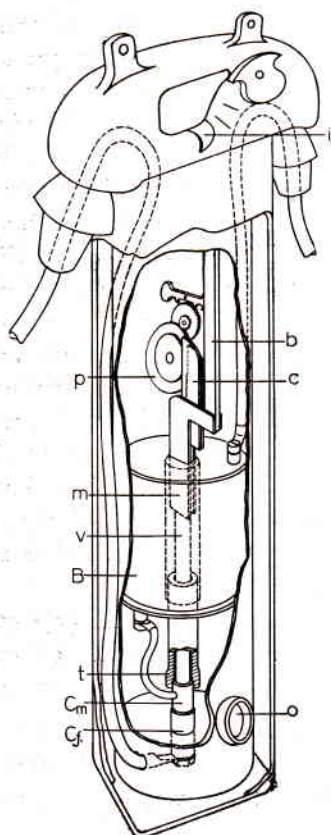


Fig. 177

C_f y el móvil C_m está asegurada por la gravedad y un resorte no figurado, ubicado debajo de la tapa. Una conexión flexible une el contacto móvil con un extremo de la bobina B del escape, cuyo otro extremo está conectado a uno de los bornes del aparato; el otro borne está unido al contacto fijo.

En el caso de una sobreintensidad suficiente, la bobina B atrae el núcleo t en forma de tubo, el cual, guiado por la varilla v del contacto móvil, viene a golpear, al final de la carrera, las piezas m , c , b , solidarias de la varilla v , proyectándolas hacia arriba, lo que provoca una rápida separación del contacto móvil. En este movimiento ascendente la cremallera c no arrastra la rueda dentada p . El arco se desarrolla en la cámara comprendida entre el fondo del aparato y la base inferior de la bobina, y es soplado por un chorro de aceite a través de la abertura o .

Una vez interrumpida la corriente, el núcleo cae. En el descenso la crema-

llera provoca una rotación de unos 90° de la rueda dentada p , que acciona una rueda de escape la cual regula el atraso del cierre; cuando la cremallera se sale del piñón el cierre termina en forma brusca. El tiempo total de funcionamiento depende del valor de la intensidad en la bobina B .

Si el defecto ha desaparecido, el interruptor permanece cerrado; un resorte, tendido por la rotación de la rueda p , hace girar lentamente dicha rueda, haciéndola volver a su posición inicial, de modo que el aparato está en condiciones de suministrar de nuevo un ciclo completo.

Si el defecto persiste, el núcleo t vuelve a ser atraído, el proceso se repite y en el nuevo cierre la rueda sufre una segunda rotación de alrededor de 90° antes que los contactos vuelvan a tocarse. La rotación total de la rueda está limitada a unos 320° , por lo cual el ciclo sólo puede repetirse tres veces: si el defecto todavía persiste el aparato queda bloqueado abierto y debe cerrarse a mano, actuando desde el exterior sobre una pieza prevista al efecto. Un índice i permite darse cuenta de la posición del interruptor.

Las casas constructoras han diseñado series de aparatos de diversos poderes de corte nominales, p. ej. en 15 kV, desde 150 a 1200 A, correspondientes a intensidades nominales de 5 a 50 A respectivamente.

El escape en ciertos tipos de aparatos es de acción diferida, para permitir la protección selectiva en las líneas alimentadas de un solo lado, en forma análoga a lo visto en el capítulo VII, parágrafo 2, para los escapes primarios de los interruptores sin reenclavamiento.

Para una intensidad dada superior o igual a la de funcionamiento, el atraso en la apertura es tanto mayor cuanto mayor es el poder de corte nominal, es decir, en el caso de protección en cascada de diversos segmentos de un feeder, como en la **fig. 178 a**, el atraso será tanto mayor cuanto más cerca del origen del feeder esté el defecto.

Por construcción se hace que el atraso intencional del cierre varíe también con la intensidad nominal del aparato, siendo tanto menor cuanto mayor es la intensidad nominal. Se asegura así una protección selectiva eficaz en el caso en que se produce un defecto muy cerca del interruptor, por ejemplo en A , **fig. 178 a**, y no sólo funciona el interruptor más próximo, 2, sino también el que lo precede inmediatamente en el sentido del punto de alimentación, por ser insuficiente la diferencia en los atrasos de los escapes. Si el defecto es de carácter pasajero, el segmento sano 12 sólo sufre una o varias interrupciones, pero es necesario evitar que dicho segmento quede seccionado si el

defecto es permanente. Para ello el atraso del cierre del interruptor 1 es menor que el del interruptor 2, de modo que cuando el 1 cierra el 2 todavía está abierto, y el 1 queda cerrado un corto tiempo durante el cual la rueda p de la **fig. 177** se rearma parcialmente, girando un cierto ángulo hacia la posición de equilibrio, si bien no llega a alcanzarla. Al cerrar 2 se restablece el defecto y los dos interruptores abren de nuevo, repitiéndose los fenómenos. Al llegar a la última apertura de su ciclo el interruptor 2 queda bloqueado abierto, pero el 1, gracias a los rearmes sucesivos después de cada cierre, es capaz de efectuar un re-enclavamiento más, y con éxito, puesto que el interruptor 2 ya ha aislado el segmento averiado.

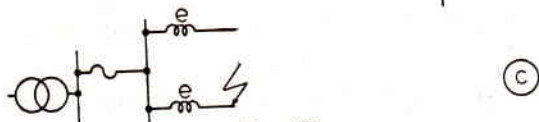
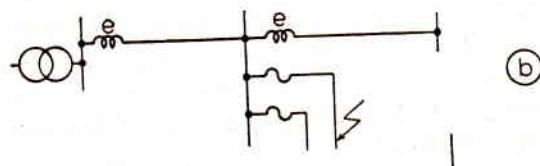
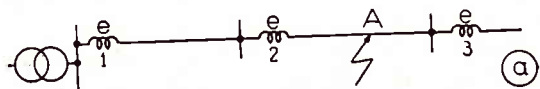


Fig. 178

vas de temporización de los interruptores y fusibles de modo que aquellos y éstos funcionen en el orden deseado, que depende por supuesto del esquema de instalación adoptado. Así en el caso de la **fig. 178 b** se puede obtener 1) que el fusible elimine el defecto antes que el interruptor funcione por primera vez, o 2) que el fusible elimine el defecto antes que el interruptor quede bloqueado, pero después de haber funcionado una o más veces. La primera solución limita la interrupción a la derivación accidentada, pero obliga a cambiar de fusible; la segunda interrumpe por corto tiempo la alimentación en toda la zona que protege el interruptor, pero evita en muchos casos el cambio de fusible y una interrupción mucho más larga en la derivación protegida por éste. En cambio en el caso de la **fig. 178 c** es por supuesto preferible que el interruptor efectúe un ciclo entero de operaciones y quede bloqueado antes de la fusión del fusible.

3. Reenclavamiento automático de las líneas de interconexión.

El interés de eliminar el defecto en una línea de interconexión sin la pérdida del sincronismo es considerable. Los arcos a tierra de

carácter pasajero son producidos la mayor parte de las veces por contorno de los aisladores, y para evitar puestas frecuentes de la línea fuera de servicio se pueden instalar interruptores de reenclavamiento automático en los extremos de la línea, o, eventualmente, interruptores ordinarios, completando la protección mediante la instalación de tubos protectores en paralelo con los aisladores. La segunda solución presenta el inconveniente de un servicio considerable de mantenimiento; además, los tubos sólo funcionan correctamente dentro de una zona de intensidades determinada.

Hasta ahora, como notamos, parece que se ha practicado un solo reenclavamiento automático, si bien podría ser posible, al menos en algunos casos, obtener un número mayor. Según los resultados de explotación relativos a un período de tres años y medio (hasta fines de 1940) sobre la red de 132 kV de la American Gas and Electric Co., sobre un total de 72 operaciones se efectuaron con éxito 65 reenclavamientos, y sólo en 7 casos persistió el defecto. 58 defectos eran de una fase a tierra, 8 de dos fases a tierra y 6 trifásicos. El resultado obtenido no necesita comentarios y se puede asegurar que la protección por interruptores con reenclavamiento automático será de uso corriente en las líneas de interconexión.

Como lo hicimos notar anteriormente, la gran dificultad que se presenta en el reenclavamiento automático de las líneas de alimentación de los grandes motores síncronos, reside en la alimentación en retorno. Una línea de interconexión está alimentada por los dos lados por máquinas síncronas potentes, pero, al contrario de lo que ocurre en las líneas de alimentación de los receptores, aquella dificultad no se presenta, porque se corta y reenclava la línea en los dos extremos. Los dos cortes deben hacerse, en lo posible, en el mismo instante, porque la deionización del trayecto del arco de defecto empieza después del segundo corte, mientras que el desplazamiento relativo de los rotores empieza en el mismo instante en que se produce el defecto. La duración total máxima del proceso, desde el instante del defecto hasta el del reenclavamiento, está impuesta por consideraciones de estabilidad; si no se quiere perder el sincronismo hay que cortar antes de cierto tiempo, función de la potencia transmitida por la línea (ver el capítulo I, 13). Por lo tanto se tiende a cortar tan rápidamente como se pueda sin comprometer el éxito de la operación, es decir, no antes de transcurrido el tiempo necesario para la deionización del trayecto del arco del defecto, el cual, repetimos, es muy variable; los ensayos hechos con intensidades hasta 6 kA y tensiones hasta 150 kV han dado valores que varían entre 0,04 y 0,25 s. Se obrará sobre la duración de

funcionamiento de los relés y la total de apertura y cierre del interruptor; los relés ultra-rápidos funcionan en 0,02 s, los interruptores abren en 0,1 s o menos; por lo tanto la duración total de la operación podría ser del orden de 0,3 s, asegurando un buen resultado. Es evidente que siempre hay que contar con que el defecto no ha desaparecido, y si el segundo corte se hace en la misma cámara, el poder de corte del interruptor puede haber sido reducido por la severidad del ciclo.

Con frecuencia el defecto se produce en una sola fase, y cabe preguntarse si no habría sido mejor cortar sólo la fase averiada y no las tres. Naturalmente las condiciones de estabilidad mejorarían considerablemente, y el retardo del corte podría ser netamente mayor sin pérdida del sincronismo. Pero hay que tener en cuenta que el arco del defecto sigue alimentado por las fases no cortadas a causa de las capacidades a tierra y los ensayos han demostrado que la duración de la deionización aumenta considerablemente si la corriente capacitiva es elevada: por lo tanto hay que estudiar en cada caso particular qué es preferible, si el corte tripolar o el unipolar. La posibilidad de retardar más el reenclavamiento cortando sólo la fase dañada sería particularmente interesante en el caso del rayo múltiple, pero habría que estar seguros de que las sucesivas descargas del rayo van a caer siempre sobre el mismo hilo. En particular, cuando el rayo cae sobre una torre o un hilo de guardia, el cebamiento inverso, si se produce, interesa un hilo que depende de la polaridad del rayo y de los potenciales de los hilos en el instante de caer el rayo. Si solamente se corta el hilo interesado, queda por ver si en general el eventual cebamiento inverso en la descarga siguiente se produce también sobre el mismo hilo, teniendo en cuenta la deionización del trayecto por una parte y los potenciales de los hilos sanos por otra. Por ahora sólo la experiencia de explotación puede dar la respuesta.

La realización de la operación en tan corto tiempo no deja de ofrecer algunas dificultades. En los primeros reenclavamientos ultra-rápidos, *Sporn* y *Prince* emplearon un comando especial de resortes, además del comando normal. En caso de disparo automático abre el comando especial; después de cierta carrera se libera el cerrojo de los resortes de cierre y empieza el reenclavamiento; durante el cierre el circuito de disparo se transfiere al comando normal, que abre apenas se tocan los contactos si el defecto persiste. La separación máxima de los contactos en la apertura por el comando especial es lo más reducida posible para disminuir la dificultad de construcción, ya que se trata de cerrar muy rápidamente, inmediatamente después de extin-

guiados los arcos del aparato, pero debe ser suficiente para asegurar normalmente la extinción de dichos arcos. Se ha obtenido así una duración total de funcionamiento de alrededor de 0,3 s.

En los aparatos de pequeño volumen de aceite algunos constructores europeos han previsto un elemento de corte especial.

La **fig. 179** representa el interruptor Delle para 150 kV que posee en común con el interruptor simple estudiado en el capítulo VI, **fig. 130**, el elemento normal *A*, pero difiere de él en el ele-

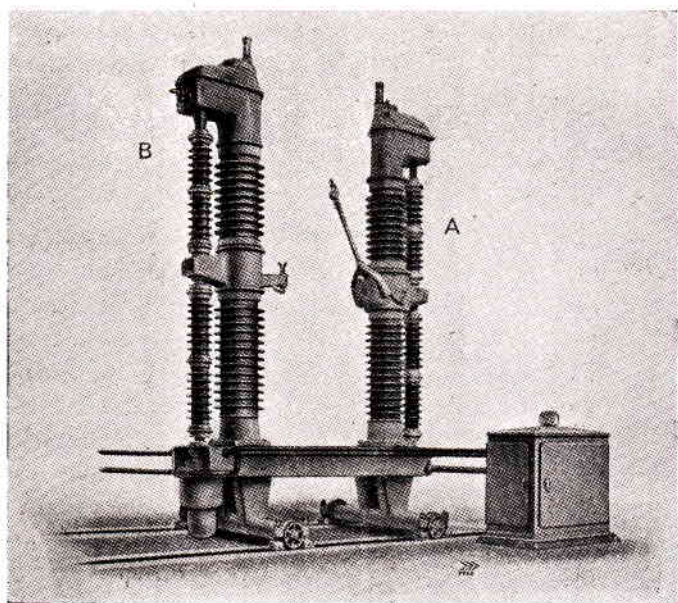


Fig. 179
Clisé Delle

mento especial *B*, amovible, colocado en lugar del aislador soporte del contacto del seccionador. Esta disposición permite transformar bastante rápidamente un aparato sin reenclavamiento ultra-rápido en uno con reenclavamiento ultra-rápido. Todas las maniobras voluntarias se efectúan siempre con el elemento normal, estando el elemento de reenclavamiento siempre pronto para funcionar. En caso de defecto abre y vuelve a cerrar el elemento especial; si el defecto persiste, el segundo corte es efectuado por el elemento normal, es decir, en otro recinto, evitando así que resulte influido el poder de corte. La cámara de extinción es idéntica en los dos elementos, *A* y *B* (ver capítulo VI, párrafo 1, E, **fig. 131**);

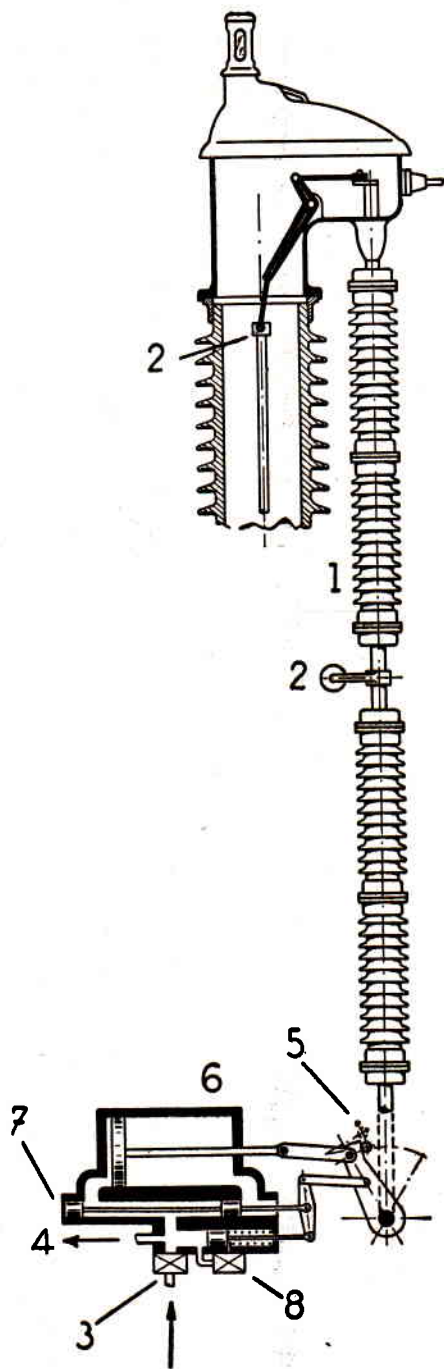


Fig. 180
Clisé Delle

cada elemento posee su comando propio. La **fig. 180** representa en detalle el elemento *B* de reenclavamiento, de comando neumático, que permite un funcionamiento sumamente rápido, según el constructor del orden de 0,1 s, si se suprime todo atraso intencional. El movimiento se transmite a la varilla de contacto móvil por intermedio de la columna giratoria 1, y de un sistema de bie-las, manivelas y palancas que no comprende ningún dispositivo de desenganche. El movimiento de la columna puede ser muy rápido sin temor de rupturas gracias a los amortiguadores 2 colocados uno sobre el contacto móvil y el otro sobre la columna; el comando neumático realiza un amortiguamiento suplementario. El aire llega al comando en cuanto se excita la válvula de admisión 3, de funcionamiento muy rápido, que permanece abierta hasta el final del reenclavamiento. El aire es admitido, en el sentido de la flecha 4, sobre un pistón, no figurado, que libera el rodillo 5, haciendo posible la rotación de la columna por efecto del pistón motor 6, accionado simultáneamente; el interruptor se abre. Entre la válvula 3 y el cilindro del pistón 6 se encuentra un órgano de distribución 7 del tipo de corredera, cada

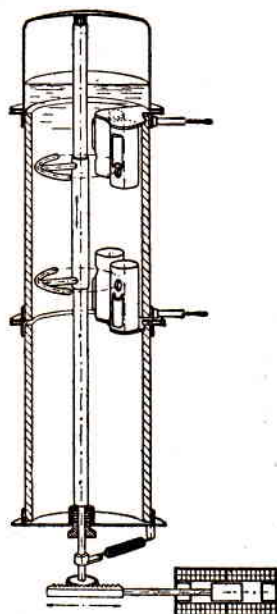


Fig. 181
Clisé Scarpa y Magnano

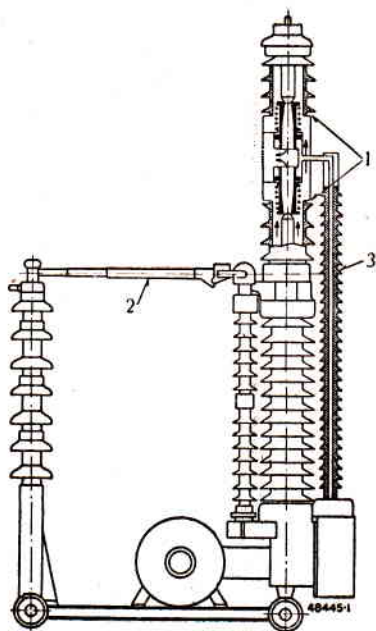


Fig. 182
Clisé Brown - Boveri

REFERENCIAS

1. Cámara de extinción.
2. Seccionador.
3. Columna de admisión de aire para el reenclavamiento.

que es desplazado al cabo de un tiempo regulable entre ciertos límites por el retardador neumático 8. Cuando se invierte la admisión sobre el pistón 6, éste vuelve para atrás; después de haber subido cierta distancia, la varilla de contacto móvil desciende rápidamente, reenclavando el aparato. Si el defecto ha desaparecido, el servicio continúa sin que los relés más lentos hayan accionado el interruptor *A*; en caso contrario *A* se abre, así como el seccionador, quedando cerrado el elemento *B*.

Los aparatos de contactos móviles giratorios se adaptan bien al reenclavamiento ultra-rápido. La **fig. 181** representa el interruptor con reenclavamiento de Scarpa y Magnano, correspondiente al aparato descrito en el capítulo VI, parágrafo 1, C, **fig. 127**: todas las cámaras de extinción son dobles y en su rotación los contactos móviles pasan de una posición de cierre a otra.

La **fig. 182** representa el interruptor de chorro de aire Brown Boveri descrito en el capítulo VI, parágrafo 5, A, **fig. 145**, equipado con un dispositivo de reenclavamiento ultra-rápido.

CAPITULO IX

Ensayos de interruptores

1. Introducción.

Los progresos realizados en la construcción de los interruptores y en la comprensión de los fenómenos que acompañan al corte se deben a la investigación sistemática efectuada en los laboratorios de gran potencia instalados especialmente y a los ensayos hechos sobre las redes en servicio. Los ensayos que interesan al cliente son los que pueden demostrarle que después de instalado en la red el interruptor responderá a sus características; es pues necesario que en el laboratorio se puedan reproducir con la mayor exactitud posible condiciones tan o más severas que las que encontrará el interruptor en servicio en la red. Indudablemente pueden existir ciertas diferencias y el cliente debe saber juzgarlas; volveremos sobre ésto más adelante. Los ensayos de laboratorio suministran actualmente —por lo menos dentro de ciertos límites— una excelente prueba del comportamiento del interruptor en servicio, y, salvo en casos excepcionales, los ensayos directos en las redes, tan incómodos para los explotantes, no tienen la misma importancia que antes.

Los ensayos que se efectúan en el laboratorio son por una parte de contralor de la fabricación y por otra de puesta a punto de aparatos nuevos. Se pueden dividir en 1) de corte, 2) de cierre, 3) de ciclos de trabajo, 4) de calentamiento bajo la corriente nominal, 5) de sobreintensidades de corta duración admisibles, 6) dieléctricos, 7)

de solidez mecánica y 8) de investigación de los diversos problemas relacionados con los interruptores.

Los ensayos de contralor, con excepción de los ensayos dieléctricos a la frecuencia de empleo, son en general ensayos de tipo, es decir, se efectúan no sobre cada interruptor fabricado, sino sobre uno solo de los que tienen las mismas características.

El ensayo más importante es el relativo al poder de corte, y de él nos ocuparemos principalmente en este capítulo. En el parágrafo 2 trataremos la instalación de ensayo y las medidas que se efectúan; en el parágrafo 9 consideraremos los ensayos trifásicos o sobre un solo polo; en el parágrafo 10 examinaremos los medios de aumento aparente del poder de corte que se puede obtener de la instalación de ensayo.

2. Ensayos de corte.

La aptitud del aparato para cortar el circuito bajo una tensión de restablecimiento determinada se debe verificar para la corriente correspondiente al poder de corte garantizado y sobre toda la gama de las corrientes inferiores, en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento (ver el capítulo X, parágrafos 9 y 14, para estas últimas). Las especificaciones relativas a los ensayos de corte se dan en el capítulo XII, parágrafo 8.

Instalación de ensayo. — En principio, el esquema unifilar de un ensayo de corte es el de la **fig. 183**: G es un generador capaz de

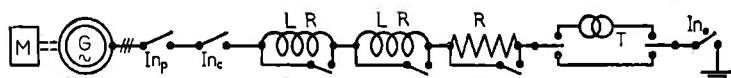


Fig. 183

suministrar las corrientes deseadas; M es un motor de arrastre; In_p es el interruptor de protección de la máquina, temporizado, que abre si el interruptor ensayado In_e es incapaz de cortar correctamente; In_c es el interruptor de cierre que provoca el corto-circuito; T es un transformador elevador que se coloca si la tensión de ensayo es superior a la más elevada que puede dar el alternador.

Vamos a dar algunos detalles sobre los diferentes elementos del circuito.

Alternador. — Las dimensiones de esta máquina corresponden a una potencia aparente elevada, que varía, según los laboratorios, entre 20 y 80 MVA aproximadamente. Pero es evidente que el alternador debe ser de construcción especial, ya que no se le exige, como a los

alternadores para centrales, ni servicio continuo, ni rendimiento elevado, ni corriente de corto-circuito limitada; al contrario, la corriente de corto-circuito debe ser lo mayor posible. Dado el funcionamiento intermitente de la máquina no hay que preocuparse del calentamiento, y por lo tanto se reducen los canales de ventilación para poder aumentar el flujo principal. Se reduce la reactancia de dispersión disminuyendo la altura de las ranuras del inducido y la longitud de las cabezas de las bobinas. El valor más elevado de la corriente de corto-circuito está limitado por los esfuerzos electrodinámicos sobre los conductores, que deben estar perfectamente bien fijados, en particular las cabezas de las bobinas, que se mantienen rígidas calándolas con piezas aislantes; la disminución de la ventilación que resulta de ello no es un inconveniente serio por las razones que mencionamos más arriba.

El rotor posee un amortiguador de pequeña resistencia. El inductor está alimentado por una excitatriz, a veces instalada en el extremo del árbol, pero generalmente movida por un motor especial. Todo está previsto para que la corriente de excitación pueda aumentar considerablemente durante pequeños intervalos de tiempo; el grupo separado de excitación posee a veces un volante para que soporte bien los golpes de corriente que se le exigen. Sobreexcitando el alternador antes del ensayo se aumentan las corrientes subtransitoria y transitoria de corto-circuito por dos razones: 1) el aumento de la f.e.m. de la máquina y 2) la disminución de las reactancias a causa de la saturación (ver el capítulo I, parágrafo 3). El aumento suplementario de la corriente de excitación durante el ensayo permite combatir la reacción de inducido y compensar la disminución de la corriente simétrica de corto-circuito con el tiempo; volvemos sobre este punto en el parágrafo 11, b.

El arrollamiento inducido se hace en dos partes que se pueden conectar en serie o en paralelo; eso, junto con la posibilidad de acoplar las fases en estrella o triángulo, permite obtener cuatro tensiones diferentes, en la relación 1, $\sqrt{3}$, 2, $2\sqrt{3}$.

Se prevé un dispositivo de desexcitación rápida que actúa cuando se produce un defecto en el interior del alternador, o cuando corta el interruptor de protección. Finalmente se prevé una protección contra incendios, que consiste en el cierre de las entradas de aire y en la inyección automática de anhídrido carbónico.

Motor. — El motor es generalmente asíncrono, de rotor bobinado, a veces de dos arrollamientos, previstos para que el alternador suminis-

tre respectivamente las frecuencias por ejemplo de 60 y 25 Hz. Su potencia es reducida, ya que sólo debe corresponder a las pérdidas en el circuito. En general al empezar el ensayo se corta la alimentación del motor; la energía proviene de la cinética del grupo, cuya velocidad disminuye un poco durante el ensayo. Si el ensayo empieza a la velocidad normal del alternador, la velocidad sólo disminuye en 10 % en ensayos excepcionalmente largos, pero el descenso de velocidad puede ser mucho mayor a velocidades reducidas (ensayos a 25 Hz o 16 2/3 Hz). En algunas instalaciones el circuito del motor asíncrono se mantiene cerrado, pero se deben insertar automáticamente resistencias en el rotor para limitar la sobreintensidad de la corriente absorbida en el momento en que se cierra el circuito del alternador, lo que provoca una sensible disminución de velocidad.

En algunos laboratorios el motor es de corriente continua.

Transformador elevador. — Para poder obtener un elevado número de tensiones se efectúan los arrollamientos en varias partes, por ejemplo, en cuatro, que se pueden conectar en serie, paralelo o serie-paralelo; además se pueden acoplar las fases en triángulo o estrella. Se prevén tomas del lado primario, a ± 10 % como máximo, que permiten ajustar la tensión.

La impedancia de corto-circuito del transformador debe ser lo más reducida posible para no disminuir demasiado la corriente subtransitoria de corto-circuito, pero de cualquier modo no se puede evitar una sensible disminución de la corriente en el alternador respecto a la que se tendría sin interposición del transformador, disminución que llega a veces al 40 %. Dada la clase de funcionamiento del aparato el total de las pérdidas no está impuesto por el rendimiento ni por el calentamiento, sino por la condición de no elevar demasiado el factor de potencia del circuito de ensayo ni de hacer bajar demasiado la velocidad del alternador durante el ensayo.

La transformación se hace a veces en dos etapas; el transformador principal eleva la tensión del alternador a 110 o 150 kV y un autotransformador eleva esa tensión a 230 kV o más. En los laboratorios instalados hace unos quince años parecía suficiente una tensión de 150 kV, pero pronto fué necesario llegar a 230 kV.

Interruptor de protección. — En el caso de poderes de corte muy elevados, se disponen a veces dos interruptores de protección en serie: el primero introduce resistencias en el circuito, y el segundo corta definitivamente. A veces el interruptor de protección es el mismo que el de cierre.

Interruptor de cierre. — Este interruptor dispone de contactos auxiliares que permiten regular el intervalo de tiempo que transcurre

entre el instante en que se establece el corto-circuito y el instante en que se excita el escape del interruptor ensayado; en particular se puede «predisparar», es decir, hacer que el aparato ensayado empiece a abrir un poco antes del establecimiento del corto-circuito, de manera que la corriente cortada corresponda a la primera o a la segunda alternancia de la corriente de defecto; así se puede aumentar notablemente el valor de la corriente cortada simétrica si el amortiguamiento de la componente simétrica es sensible; se sobreentiende que también se aumentará considerablemente la componente continua de la corriente cortada, si existe.

También se puede realizar un cierre controlado, es decir, cerrar el interruptor en el momento en que la f.e.m. instantánea del alternador posee el valor deseado, regulando así la importancia de la componente continua en una fase dada. Además se puede suprimir la componente continua cerrando las fases no simultánea sino sucesivamente; en un circuito de resistencia despreciable se cierran primero dos fases en el instante en que la tensión de la tercera es nula y la tercera fase un cuarto de período después; obsérvese que en el instante del cierre de la tercera fase, las corrientes en las dos primeras sufren un desplazamiento de fase, de $+ 30^\circ$ una y de $- 30^\circ$ otra.

Bobinas de reactancia, resistencias, conexiones. — Para hacer variar la reactancia total y el factor de potencia del circuito se utilizan bobinas de reactancia y eventualmente resistencias; también se puede obtener una variación de la reactancia modificando los acoplamientos del transformador y del alternador, porque pueden hacerse diversas combinaciones que den la misma tensión.

Las conexiones se deben cuidar para que introduzcan una impedancia mínima. Las conexiones de baja tensión (lado primario, o alimentación directa del interruptor ensayado) se hacen generalmente con cables armados, dada la dificultad que ocasionan los esfuerzos electrodinámicos en la fijación de barras desnudas a la pequeña distancia impuesta por la condición de reactancia mínima.

Interruptor ensayado. — En caso de incendio se puede inyectar anhídrido carbónico en la celda del interruptor. La observación se hace por una ventanilla provista de un vidrio de varios centímetros de espesor.

Medidas y observaciones. — Durante el ensayo se registran por supuesto las corrientes en los hilos, las tensiones entre hilos y entre contactos, las potencias gastadas en los arcos, la presión interior durante la apertura y el desplazamiento de la parte móvil del aparato.

La **fig. 184** representa el esquema trifilar del circuito de ensayo, algo simplificado respecto al unifilar de la **fig. 183**,

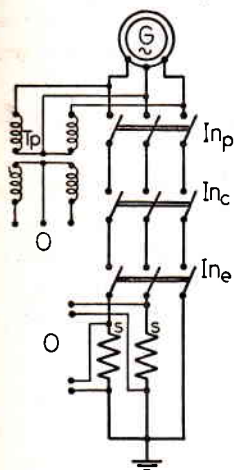


Fig. 184

puesto que esta vez no se han representado las bobinas de reactancia, las resistencias y el transformador; en cambio se agregaron los transformadores de potencial, montados para la medida de las tensiones de restablecimiento, y los shunts. Las componentes a la frecuencia de empleo de las tensiones y corrientes se registran con la ayuda de oscilógrafos electromagnéticos. En la **fig. 184** hemos designado por *O* los puntos de conexión de los oscilógrafos. Se ha discutido qué es mejor, si el empleo de shunts o el de transformadores de intensidad para alimentar los oscilógrafos que registran las corrientes. La dificultad en el empleo de los transformadores proviene de la presencia de la componente

continua de la corriente, que satura el núcleo; pero eligiendo una inducción suficientemente baja se pueden obtener resultados satisfactorios. Cuando los ensayos se suceden con breves intervalos de tiempo puede ser necesario desmagnetar el transformador antes de cada ensayo. El transformador tiene frente a los shunts la ventaja de aislar el circuito de medida del circuito de ensayo a alta tensión; cuando se emplean shunts es necesario ponerlos lo más cerca posible del punto a tierra (**fig. 184**). Los shunts y los circuitos oscilográficos que alimentan, deben ser no inductivos.

El registro de la tensión transitoria de restablecimiento se debe hacer con el oscilógrafo catódico.

La potencia puesta en juego en el arco se registra por un elemento wattimétrico del oscilógrafo. La self-inducción de las bobinas amperimétricas del elemento es relativamente elevada, de modo que la alimentación de dichas bobinas por los shunts es inconveniente.

La presión se registra con el oscilógrafo mediante un dispositivo especial que transforma las variaciones de la presión en las de una corriente; las realizaciones son diversas, y la curva registrada se presenta sea en forma de escalones, sea como envolvente de una oscilación entretenida a la frecuencia acústica.

El registro del movimiento del órgano móvil es necesario para permitir situar más exactamente el instante de separación de los contactos, ya que la tensión del arco que aparece al principio es con

frecuencia demasiado débil para poder ser puesta en evidencia con exactitud a la escala del oscilograma.

Durante el ensayo se observa y a veces se filma el comportamiento del interruptor desde el punto de vista de las manifestaciones exteriores, en particular emisión de llamas, expulsión de gases y eventualmente de líquidos, trepidaciones del aparato, eventuales destrucciones, etc.

Después del ciclo de ensayos se revisa el estado de los contactos y de las partes aislantes, que pueden estar cubiertas de un depósito proveniente de la descomposición del agente extintor; en los aparatos de líquido se verifica el estado de dicho líquido, que puede requerir su reemplazo total; en los aparatos de gases autogenerados se verifica el desgaste de las partes sólidas que emiten los gases, etc.

Para la determinación a partir de los oscilogramas de las corrientes cortadas, simétrica y asimétrica, y de las tensiones de restablecimiento —es decir, para la determinación del poder de corte— véase el capítulo X, párrafos 7 y 8. A igualdad de la corriente cortada y de la tensión de restablecimiento el poder de corte es influido por muchos factores, en particular el andamiento de la tensión transitoria de restablecimiento, el factor de potencia del circuito cortado, etc. Estos factores pueden ser distintos en los ensayos de laboratorio y en el servicio en la red; en el párrafo 11 examinaremos dichas diferencias, de las cuales depende que el resultado del ensayo sea aplicable en servicio.

3. Ensayos de cierre.

El interruptor debe poder establecer una corriente igual a la de su poder de cierre nominal. El ensayo de cierre puede realizarse a tensión reducida, porque lo que interesa fundamentalmente es la mayor intensidad que puede establecer el interruptor sin desperfectos debidos a fuerzas electrodinámicas ni quemaduras excesivas de los contactos; la influencia de la tensión es aquí menos importante. Las estaciones de ensayo disponen a este efecto de un transformador reductor de tensión, capaz de gastar durante varios segundos, y bajo una centena de volt, una corriente cuya punta puede ser de varias centenas de kiloampere, por ejemplo 600 kA. En estos ensayos hay interés en obtener una componente continua lo mayor posible, y se regula el instante de cierre en consecuencia.

En los ensayos de cierre se puede exigir al comando que enclave el interruptor y no simplemente que sea capaz de establecer la co-

riente. La utilidad del cierre con enclavamiento aparece, por ejemplo, cuando no es el aparato que cierra el que debe abrir, como en el caso siguiente (**fig. 185**) de una distribución radial: después de un corto-circuito en *A* dispara el interruptor 1. Se intenta el cierre, pero mientras el aparato está abierto el defecto desaparece en *A* y se produce un defecto en *B*, de modo que el cierre es todavía sobre un corto-circuito, pero el interruptor 1 debe cerrar y quedar enclavado, debiendo abrir el interruptor 2.

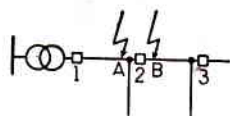


Fig. 185

4. Ensayos del ciclo de trabajo.

Los poderes de corte y de cierre garantizados deben valer no sólo en un corte aislado o en una operación cierre-corte, sino también en una sucesión especificada de cortes y cierres a intervalos determinados, es decir, en un ciclo de trabajo definido. Por ello las reglas internacionales prescriben, además de los ensayos de corte, un ensayo del ciclo normal (ver el capítulo XII, parágrafo 8).

También en este ensayo se puede predisparar para aumentar la corriente cortada, haciendo que el interruptor ensayado provoque su propio disparo determinado tiempo antes de establecer la corriente.

5. Ensayo de calentamiento por la corriente nominal.

Los detalles de las medidas y los valores de los calentamientos admisibles se dan en el capítulo XII, parágrafos 1-3. El ensayo de calentamiento del circuito principal producido por la corriente nominal se hace por supuesto bajo tensión reducida.

6. Ensayos de sobreintensidades de corta duración admisibles.

Estos ensayos se hacen sobre el interruptor en posición cerrada, empleando una tensión reducida. La determinación práctica de las sobreintensidades de corta duración admisibles a partir del oscilograma de la corriente a través del interruptor se indica en el capítulo X, parágrafo 12.

7. Ensayos dieléctricos.

Sólo los ensayos a la frecuencia de empleo y en seco son ensayos de rutina, efectuados sobre cada aparato fabricado. Los ensayos bajo lluvia a la frecuencia de empleo, así como los ensayos bajo las tensiones de impulso, constituyen ensayos de tipo.

Los valores de las tensiones de ensayo, su modo de aplicación y otras modalidades de ensayo se especifican en el capítulo XII, párrafos 6 y 7.

8. Ensayos de solidez mecánica.

Consisten en una cantidad especificada de cierres y cortes (ver el capítulo XII, párrafo 10) hechos con el aparato instalado en las condiciones de funcionamiento, pero sin tensión aplicada en su circuito principal.

9. Ensayos trifásicos y sobre un solo polo.

Los interruptores tripolares de cuba única deben siempre —si bien no únicamente— ser ensayados simultáneamente sobre los tres polos; tal ensayo se llama «trifásico» (fig. 186 a). En cambio los interruptores de polos separados, por razones que veremos en el párrafo siguiente, pueden sufrir el ensayo sobre un solo polo, de acuerdo con uno de los esquemas b o c de la fig. 186, calculándose el resultado que se obtendría en un ensayo trifásico a partir de los resultados del ensayo sobre un solo polo. Llamaremos «monopolar» el ensayo relativo a la fig. 186 b y «monofásico» el relativo a la fig. 186 c.

El coeficiente q por el cual se debe multiplicar el poder de corte obtenido en un ensayo sobre un solo polo para obtener el poder de corte trifásico equivalente, ha sido objeto de numerosas discusiones. En la sesión del año 1933 de la C.I.G.R.E., Kesselring propuso $q = 2,6$, Kopeliovitch 2, Biermanns 1,73, coeficientes que se refieren a la expresión del poder de corte bajo la forma de potencia. En las conclusiones se daba la cuestión como no resuelta.

Para poder calcular correctamente el coeficiente es necesario saber, a igualdad de otros factores que afectan el poder de corte,

- 1) cuál es la influencia de la componente continua de la corriente cortada sobre la severidad de corte, y
- 2) cómo varía la corriente cortada con la tensión de restablecimiento entre contactos U_{rc} o, eventualmente, con la tensión de restablecimiento U_r .

Es probable que en ciertos tipos de aparatos la componente con-

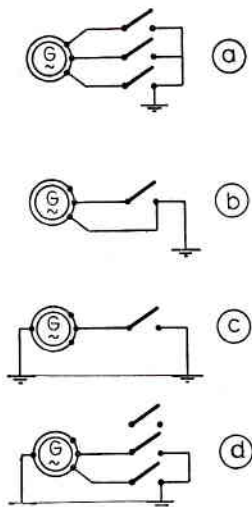


Fig. 186

tinua aumente en forma notable la severidad del corte. En tales aparatos —como lo veremos más en detalle en el capítulo XI, parágrafo 3— la máxima componente continua es más grande en un defecto monoque en uno trifásico, de modo que los ensayos de poder de corte *asimétrico* deben efectuarse siempre sobre un solo polo, aún en los aparatos de cuba única.

Aquí sólo consideraremos los poderes de corte simétricos, examinando los valores de q dentro de tres hipótesis relativas a la variación de la corriente cortada con U_{re} o U_r .

Hipótesis I. — La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor no varía cuando la tensión de restablecimiento entre contactos (o la tensión de restablecimiento) se aparta notablemente del valor nominal U_n .

En los aparatos que responden a esta hipótesis un polo del aparato que corta I_c en el ensayo monofásico o monopolar, es capaz de cortar también I_c en trifásico, con tal que las tensiones de restablecimiento entre contactos (o las de restablecimiento) estén comprendidas dentro de la zona en la cual la corriente cortada no depende de ellas.

Para los interruptores que responden a esta hipótesis el poder de corte debería definirse por la corriente cortada, indicándose el valor de U_n como referencia. Si por analogía —por cierto incorrecta— con la definición actual se definiera el poder de corte como producto de la corriente cortada por la tensión nominal y el coeficiente función del número de fases, 1 en monofásico, $\sqrt{3}$ en trifásico, se tendría $q = \sqrt{3}$.

Hipótesis II. — La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor varía en razón inversa de la tensión de restablecimiento, a condición de permanecer inferior a la corriente límite, I_{lim} , que no debe ser sobrepasada nunca.

En los aparatos que responden a la hipótesis II el producto de la corriente cortada por la tensión de restablecimiento se conserva y no depende del tipo de ensayo, de modo que $q = \sqrt{3}$.

Este resultado no tiene relación con el indicado por *Biermanns* en la discusión antes citada. En efecto, este ingeniero justificaba el valor 1,73 por consideraciones relativas al corte de un defecto entre dos fases con tierra, ajenas al problema que consideramos. Aquí la aparición de $q = \sqrt{3}$ se debe únicamente a la impropia definición del poder de corte como producto de la corriente cortada por la tensión de restablecimiento y el coeficiente, función del número de fases, 1 en monofásico, $\sqrt{3}$ en trifásico.

Hipótesis III. — La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor varía en razón inversa de la tensión de restablecimiento entre contactos, a condición de permanecer inferior a la corriente límite, I_{lim} , que nunca debe ser sobrepasada.

Supongamos que el ensayo se hace de acuerdo con el esquema de la **fig. 186 b**. El interruptor corta I_e bajo $U_{rc2} = U_{r2} = U_e = E \sqrt{3} k_2$ (ver la relación 56 a de la pág. 70).

En el ensayo trifásico tendremos $U_{rc3} = 1,5 E k_3 (X_q'' + X_{1e}) / (X_d'' + X_{1e})$ (relación 60 de la pág. 71), de modo que el mismo interruptor podrá cortar —si admitimos el mismo valor de la tensión estrellada antes del corto-circuito, E — una corriente $I_e U_{rc2} / U_{rc3} = I_e U_e / U_{rc3}$, siendo pues el poder de corte, tal como se define actualmente,

$$I_e U_e / U_{rc3}, U_{r3} \text{ o } I_e U_e (U_{r3} / U_{cr3}) \sqrt{3}, U_{r3}$$

Se ve que $q = \sqrt{3} (U_{r3} / U_{rc3})$, o sea, teniendo en cuenta las relaciones 60 y 61 de la pág. 71

$$q = 2 (X_d'' + X_{1e}) / (X_q'' + X_{1e})$$

En general, en las máquinas de ensayo $X_d'' = X_q''$, con lo cual $q = 2$, tal como lo indicó *Kopeliovitch*. Con un alternador sin amortiguador, y sin reactancias interpuestas, q puede ser netamente inferior a 2, puesto que se llega a tener $X_q'' = 2,5 X_d''$ (cuadro I, pág. 11).

Si el ensayo se hace de acuerdo con el esquema de la **fig. 186 c**, el aparato corta I_e bajo $U_{rc1} = U_e = E k_{1t} = U_{r1} / \sqrt{3}$ (ver las relaciones 54 a y 55 de la pág. 69). Si definimos el poder de corte relativo al ensayo como $I_e, U_e \sqrt{3}$ o $I_e U_e \sqrt{3}, U_e \sqrt{3}$, se tiene, observando que en trifásico el interruptor podrá cortar $I_e U_{rc1} / U_{rc3}, q = U_{r3} / U_{rc3}$.

10. Aumento artificial del poder de corte de la instalación.

El desarrollo de las aplicaciones de la electricidad, que acrecienta el número y la potencia de las centrales, y la interconexión de éstas, ha aumentado de tal modo las corrientes de corto-circuito posibles, bajo tensiones siempre crecientes, que ha resultado imposible que los laboratorios las «sigan» con la velocidad necesaria, dada la importancia de los capitales inmovilizados en las instalaciones de ensayo. No hace mucho eran prácticamente suficientes estaciones de poderes de corte de 500 MVA, mientras que actualmente apenas bastarían 2500 MVA, y a este valor no se puede llegar sin artificios especiales.

Por supuesto se trata de obtener el máximo de las instalaciones existentes; la sobreexcitación antes y durante el ensayo y el disparo permiten aumentar la intensidad de la corriente cortada; la supresión de la componente continua por medio del cierre sucesivo de las fases permite elevar el valor de la corriente simétrica hasta el mayor valor que toleran los elementos del circuito desde el punto de vista de los esfuerzos electrodinámicos. Pero todo esto puede ser insuficiente, siendo necesario recurrir a artificios especiales.

A. Ensayos monopolares.

Los ensayos monopolares pueden ser más cómodos de efectuar ⁽¹⁾, pero conviene examinar si —como se ha pretendido a veces— son realmente capaces de suministrar mayores poderes de corte que los ensayos trifásicos. Para mayor generalidad examinaremos cual de los ensayos trifásico y entre dos fases con tierra, efectuados sobre un interruptor completo, y los efectuados sobre un polo solo, permite obtener un mayor poder de corte. De nuevo nos limitaremos al poder de corte simétrico y consideraremos el problema dentro de las tres hipótesis enunciadas en el párrafo precedente. En vista de que se trata de obtener el mayor poder de corte posible, es lógico admitir que el corte será muy rápido, de modo que la reactancia del alternador a considerar será X''_a . También supondremos que $X''_a = X''_q$ y que por consiguiente $X_{2t} = X''_a + X_{1e}$; el caso en que $X''_q/X''_a \neq 1$ se trataría en forma análoga.

Hipótesis I. — Interesa la clase de corto-circuito capaz de dar la mayor corriente de corto-circuito, suponiendo que el alternador pueda soportarla.

Debemos pues comparar entre sí las intensidades de las corrientes de corto-circuito según la clase del defecto (ver el capítulo I, párrafo 10 y el capítulo XIV, párrafo 6). Tendremos, designando con los subíndices 3, 2t, 2 y 1 las intensidades de corto-circuito trifásico, entre dos fases y tierra, entre dos fases sin tierra y monofásico, respectivamente, y haciendo $X_{0t}/(X''_a + X_{1e}) = b$:

$$I_{2t}/I_3 = \sqrt{3(1 + b + b^2)/(1 + 2b)} \quad (1)$$

$$I_2/I_3 = \sqrt{3/2} \quad (2)$$

$$I_1/I_3 = 3/(2 + b) \quad (3)$$

De las relaciones (1) — (3) resulta inmediatamente que la mayor corriente de defecto se obtendrá

(1) Por esta razón se utilizan de preferencia en los ensayos de puesta a punto de nuevos tipos de aparatos.

si $b \leq 0,235$, con el corto-circuito entre dos fases y tierra (**fig. 186 d**), pudiendo I_{2t}/I_3 alcanzar el valor teórico de $\sqrt{3}$ para $b = 0$;
 si $0,235 \leq b \leq 1$, con el corto-circuito entre una fase y tierra (**fig. 186 c**), alcanzando I_1/I_3 el valor de 1,34 para $b = 0,235$;
 si $b \geq 1$, con el corto-circuito trifásico (**fig. 186 a**).

Hipótesis II. — Interesa la clase de corto-circuito en el cual el producto IU_r es máximo.

Teniendo en cuenta las ecuaciones del parágrafo 7 del capítulo II, encontramos inmediatamente que, para el caso en que $X_{1t} = X''_d + X_{1e} = X_{2t}$, se tiene $U_{r2t} = U_{r2} = U_{r1} = U_{r3}$, de modo que las relaciones $(IU_r)_p/(IU_r)_3$, donde p es sucesivamente $2t$, 2 o 1 , son las (1) — (3) que preceden, valiendo en este caso los resultados enunciados a propósito de la hipótesis I.

Hipótesis III. — Interesa la clase de corto-circuito en el cual el producto IU_{rc} es máximo. Los valores de U_{rc} para diversas clases de defecto han sido dados en el capítulo II, parágrafo 7. Obsérvese que en el ensayo de la **fig. 186 b** se tiene $U_{rc2} = U_{r2}$ y no $U_{rc2} = U_{r2}/2$ como en el caso en que un defecto entre dos hilos es cortado por un interruptor tripolar. Se encuentra esta vez que, salvo el caso teórico de $b = 0$, en el cual todos los defectos son equivalentes, los defectos que no interesan tierra, o sea los que corresponden a los esquemas **a** y **b** de la **fig. 186**, son preferibles, siendo equivalentes el ensayo trifásico y el monopolar.

Se ve por consiguiente que para los interruptores que responden a las hipótesis I y II el ensayo de la **fig. 186 d**, y en menor grado el de la **fig. 186 c**, son los más convenientes, habiendo aumento del poder de corte respecto al ensayo trifásico, y para los interruptores que responden a la hipótesis III convienen los ensayos de la **fig. 186 a** y **b**, sin que el ensayo monopolar permita obtener un mayor poder de corte que el trifásico.

B. Ensayos parciales.

Los ensayos parciales, aplicables a los polos de interruptor con dos rupturas, o dos grupos de rupturas en serie, consisten en aplicar a cada ruptura o grupo de rupturas la tensión total de la instalación. En los aparatos donde los arcos en las dos rupturas o los dos grupos de rupturas no se influyen recíprocamente, se puede poner en corto-circuito metálico una ruptura o grupo, o aún, si la construcción del aparato lo aconseja, ensayar una mitad del interruptor. En los aparatos donde los arcos en las dos rupturas

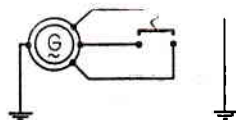


Fig. 187

o grupos de rupturas influyen unos sobre los otros se ha utilizado el montaje de la **fig. 187**, debiéndose observar sin embargo que las corrientes en las dos rupturas o grupos de rupturas no se anulan simultáneamente.

Tal ensayo sólo duplica el poder de corte disponible si en servicio normal la tensión se reparte igualmente entre las dos rupturas o los dos grupos de rupturas del interruptor. En forma general, en un polo de interruptor de $2n$ rupturas en serie cuyos arcos no se influyen, si por construcción se obtiene una igual repartición de la tensión entre las rupturas, basta efectuar el ensayo sobre una sola ruptura y multiplicar por $2n$ el poder de corte obtenido para deducir el del polo completo. Los ensayos parciales son particularmente útiles en los aparatos de muy altas tensiones nominales, pero se debe comprobar experimentalmente la repartición de la tensión transitoria de restablecimiento entre las rupturas, y si la mayor tensión en los bornes de una ruptura es la m -ésima parte de la tensión total, con $m < 2n$, el poder de corte disponible sólo se multiplica por m .

C. Ensayos indirectos.

Hasta el momento hemos considerado siempre que la corriente y la tensión de restablecimiento eran suministradas por la misma fuente. Pero es evidente que con tensiones de arco relativamente pequeñas bastaría una d.d.p. igualmente pequeña para hacer pasar la corriente deseada de corto-circuito; el inconveniente de tal d.d.p. pequeña aparece cuando la corriente se anula porque en ese instante la tensión de restablecimiento debe ser elevada. Si en ese instante fuera posible aplicar una tensión elevada, que intervendría para reencender el arco, se reproducirían las condiciones de funcionamiento ordinario empleando generadores de menor potencia aparente. Es éste el principio de los ensayos indirectos de los interruptores.

Skeats indicó el esquema de la **fig. 188**, aplicable a los polos de los aparatos con dos rupturas o series de rupturas, o a dos polos que se abren simultáneamente. Los dos polos (o las dos rupturas o series de rupturas del mismo polo) se ponen bajo la tensión compuesta U_{23} de la instalación, tensión que al mismo tiempo alimenta el primario de un transformador elevador T . Mientras duran los arcos la d.d.p. que existe en los bornes del primario es igual a la suma de las tensiones de arco de los dos interruptores; esta d.d.p. no es despreciable, para evitar que el

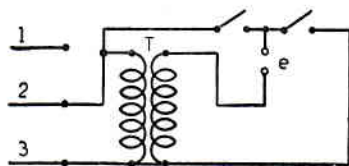


Fig. 188

secundario gaste sobre los arcos se lo conecta a través de un explosor e regulado de modo que se perfora inmediatamente después de la extinción de los arcos, aplicando la tensión secundaria del transformador T en los bornes del polo ensayado y la diferencia entre las tensiones primaria y secundaria en los bornes del polo auxiliar. Como estas tensiones son muy superiores a la tensión primaria, el poder aparente de corte resulta aumentado. En un ensayo directo no existiría el intervalo de tiempo, necesario para la perforación del explosor, entre el momento en que la corriente se anula y en que la tensión empieza a crecer en oscilación libre, y durante el cual se produce cierta deionización. *Skeats* observa que es necesario que la corriente se anule simultáneamente en los dos polos (o las dos rupturas del mismo polo) para que el ensayo sea correcto.

Biermanns modificó el esquema de *Skeats* utilizando la tensión U_{03} de la tercera fase de la instalación de ensayo para producir la tensión elevada que se aplica en el instante de la extinción de la

corriente (fig. 189). El polo del interruptor ensayado está bajo la tensión compuesta U_{12} . Eligiendo convenientemente la self L y la resistencia R , la tensión U_c en los bornes del condensador C se puede poner en fase con la tensión U_{12} . Mientras duran

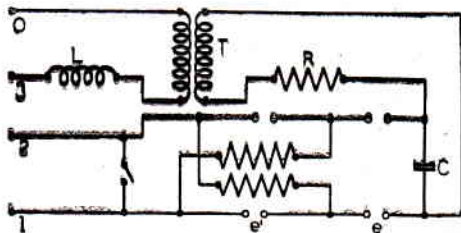


Fig. 189

los arcos las tensiones en los bornes de los explosores e no bastan para perforarlos; pero cuando aquellos se extinguen la tensión de restablecimiento se agrega a U_c gracias a las resistencias inversoras de los explosores e' , y los explosores e primero, y los e' después, se perforan y la tensión U_c se encuentra aplicada directamente al interruptor; así se puede aumentar casi 5 veces la potencia de corte, según el autor.

11. Comparación entre la severidad de los ensayos de laboratorio y la de los efectuados en las redes.

a) *Puesta a tierra.* — La masa de los aparatos se pone siempre a tierra. Se hace que el defecto interese tierra si eso no disminuye la severidad del ensayo; así, si el generador tiene el neutro a tierra, el defecto trifásico no debe interesar la tierra. En cualquier caso, el esquema del ensayo, y en particular la puesta a tierra, deben especificarse claramente sobre el informe del ensayo.

Monchamps observó que con un esquema como el de la fig. 184

el ensayo no es suficientemente severo, porque si durante el corte, o inmediatamente después, se produce un defecto de aislación a la masa en el interior del aparato, las capacidades de la instalación son demasiado pequeñas para permitir el pasaje de una corriente importante, al contrario de lo que puede ocurrir en ciertos casos en las redes reales. Dicho defecto puede ser de carácter pasajero, de modo que no es puesto en evidencia por el ensayo, pudiendo sin embargo ocasionar un comportamiento insatisfactorio del interruptor en servicio.

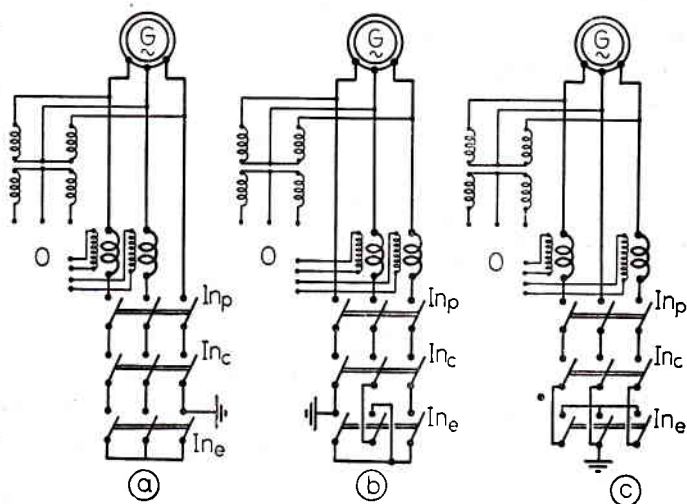


Fig. 190

Para remediar eso se propone modificar el esquema de la **fig. 184**, adoptando el de la **fig. 190** (se han representado los oscilógrafos que registran las corrientes alimentados con transformadores de intensidad en lugar de shunts, que ya no podrían colocarse en la proximidad inmediata de la puesta a tierra de la instalación).

Las conexiones del interruptor ensayado In_e y las puestas a tierra de la instalación se hacen como lo indica la **fig. 190 a, b, c**; de este modo se ponen en evidencia con sólo tres ensayos los posibles defectos en los seis bornes del aparato. Al producirse el defecto mencionado, la corriente continúa circulando en dos hilos y es registrada por el oscilógrafo: evidentemente se permutan los transformadores de intensidad al mismo tiempo que el hilo puesto a tierra. Las fases sanas están bajo la tensión compuesta respecto a tierra, de modo que el interruptor de protección debe cortar bastante rápidamente para no dejar los arrollamientos del alternador bajo esta tensión.

Monchamps observó también que sería de desear que se efectuara un ensayo de aislación al mismo tiempo que un ensayo de corte, elevando la tensión del neutro del alternador respecto a tierra por medio de una fuente de corriente continua; por supuesto en este ensayo no se pondría a tierra ningún punto del circuito fuera de un borne de la fuente de polarización.

b) *Amortiguamiento de la corriente simétrica de corto-circuito.*
— El amortiguamiento de la corriente simétrica de corto-circuito es con frecuencia menor en las redes que en los ensayos efectuados en los laboratorios, si no se aumenta la corriente de excitación del alternador durante el ensayo. Ello se debe a que en los corto-circuitos en la red pueden haber reactancias importantes interpuestas entre el alternador y el defecto (ver el capítulo I, parágrafo 4). Vamos a examinar las consecuencias de esta circunstancia.

En la expresión del poder de corte se hace intervenir la intensidad de la corriente en el instante inicial de la separación de los contactos; pero en realidad durante las alternancias sucesivas de los arcos, abstracción hecha de la influencia que ejerce en el mismo sentido la tensión del arco, la corriente va disminuyendo, tanto más cuanto mayor es el amortiguamiento; de modo que el valor de la corriente «cortada» que se indica es siempre un poco elevado, y puede serlo más en los ensayos de laboratorio que en los ensayos en la red; es esa una circunstancia que hace que el ensayo de laboratorio sea menos severo; pero generalmente es poco importante, dada la pequeña duración del arco en los interruptores modernos. De cualquier manera es fácil darse cuenta de la importancia del factor estudiado y remediarlo, si hay lugar, actuando sobre la corriente de excitación del alternador durante el ensayo (**fig. 191**).

Al amortiguamiento de la corriente simétrica corresponde, como vimos en el capítulo II, parágrafo 7, un amortiguamiento proporcional de la tensión de restablecimiento entre contactos y de la tensión de restablecimiento. Se deduce que en los interruptores en los cuales la corriente cortada depende de U_{rc} o de U_r , a igualdad de tensión antes del accidente, y a igualdad de corriente cortada, la severidad del corte será tanto mayor cuanto menor sea el amortiguamiento, por ser mayores U_r y U_{rc} . Se concibe que si se expresase el poder de corte como la intensidad de la corriente cortada bajo la tensión aplicada antes del ensayo, se obtendría una cifra función del amortiguamiento considerado, y es por eso que se lo define como corriente cortada bajo una tensión de restablecimiento dada. Del mismo modo, para obtener el poder de corte en MVA se multiplica por la corriente cortada

y por el coeficiente función del número de fases, no la tensión antes del corte sino la tensión de restablecimiento. Es cierto que a los efectos de la *clasificación* se obtiene el poder de corte en MVA multiplicando el poder de corte en kiloampere por la tensión nominal en kilovolt y por el coeficiente función del número de fases, pero esto es porque el fabricante ha ensayado el aparato bajo una tensión de restablecimiento igual a la tensión nominal, si es necesario elevando la tensión aplicada antes del ensayo tanto más cuanto mayor es el amortiguamiento del circuito de ensayo. Las reglas internacionales C.E.I. 1935 limitan esta solución, prescribiendo que la tensión aplicada no debe sobrepasar el 135 % de la tensión de restablecimiento especificada, o $1,35 \cdot 1,5/\sqrt{3}$ de esta tensión en un ensayo monopolar (según el esquema de la **fig. 186 b**). De modo que el amortiguamiento admisible está limitado; si fuese mayor, se puede aumentar fácilmente la tensión de restablecimiento, como veremos, actuando sobre la corriente de excitación del alternador durante el ensayo.

Consideremos ahora un ensayo de ciclo de trabajo, donde el cierre se efectúa sobre un corto-circuito. A igualdad de corriente cortada, y para el mismo intervalo de tiempo entre el cierre y el corte, la corriente establecida será tanto más elevada cuanto mayor sea el amortiguamiento; desde este punto de vista el ensayo de laboratorio puede ser más severo que el ensayo en la red.

Ya dijimos en el parágrafo 4 que se puede predisparar el aparato ensayado. Pero hay que tener en cuenta, de acuerdo con las recomendaciones americanas para los ensayos de los interruptores de aceite A S A, C 37.9, 1941, que si bien el predisparo no presenta inconvenientes en los ensayos de corte, porque siempre los contactos se separan a la misma velocidad, no ocurre lo mismo en un ensayo cierre-corte. En efecto, el predisparo hace que el cierre no sea completo, los resortes no están completamente armados, y la aceleración de los órganos móviles debida a la fuerza de los resortes no es tan grande como si previamente se enclavara el aparato en la posición cerrada; de modo que el ensayo puede no poner en evidencia algunos defectos, por ejemplo, en los amortiguadores. Además, al practicar el predisparo en algunos interruptores con contactos principales y parachispas, los primeros pueden no llegar a tocarse, y ese ensayo *solo* no podría controlar la corrección en la transferencia de la corriente de los contactos principales a los para-chispas.

De cualquier modo, en el ensayo de laboratorio se puede regular a voluntad la ley de variación de la componente *simétrica*, compen-

sando parcial o totalmente, o sobrecompensando su amortiguamiento, haciendo variar la corriente de excitación del alternador durante el ensayo. La **fig. 191** muestra en su parte superior (**a**) el oscilograma de un ensayo donde no se modifica el circuito de excitación, y en su parte inferior (**b**) el oscilograma de un ensayo donde se han suprimido resistencias en el circuito de excitación en el instante del cortocircuito; se observará que en el segundo caso la corriente cortada es prácticamente la misma que la corriente inicial y la tensión de restablecimiento es prácticamente la misma que la tensión aplicada antes

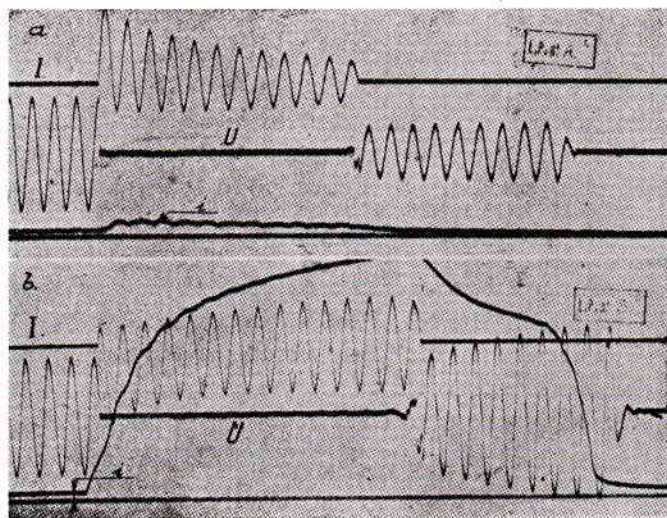


Fig. 191
Clisé Merlin - Gerin

REFERENCIAS:

- I, U. — corriente y tensión del circuito principal
i. — corriente de excitación.

del ensayo. Así no hay necesidad de predisparar, y de manera general se pueden suprimir todos los inconvenientes que se atribuían al amortiguamiento «exagerado» de la corriente simétrica de las estaciones de ensayo.

c) *Disminución de la velocidad del alternador durante el ensayo.* — Ya observamos en el parágrafo 2 que el pequeño aumento del período debido a este descenso de la velocidad no es normalmente sensible, salvo tal vez en ciertos ensayos de corte a frecuencia reducida.

d) *Andamio de la tensión transitoria de restablecimiento.* —

Sabemos (capítulo II) que este andamio depende de las constantes del circuito, del azar (instante en que se produce el defecto e instante en que comienza el arco) y del propio interruptor (tensión del arco, conductividad después de la extinción, capacidad propia). En el estado actual del problema, todo lo que se ha podido constatar es que desde este punto de vista los ensayos de corte en el laboratorio parecen hacerse en condiciones generalmente más severas que los de las redes. Hace algunos años se trató de introducir una frecuencia propia dada (por ejemplo 10000 Hz) como obligatoria para las estaciones de ensayo, frecuencia que eventualmente se haría variar con la tensión, pero la proposición no prosperó. De todos modos prescribir sólo el valor de la frecuencia propia sería insuficiente aún en los circuitos donde se puede hablar de una sola frecuencia propia; sería necesario fijar además un límite para el grado de amortiguamiento. Lo que sería conveniente es tratar de reunir la mayor información posible sobre el andamio de la tensión transitoria de restablecimiento, tanto en los circuitos de ensayo como en las redes, y en diferentes tipos de interruptores. Mencionemos que los ensayos a tensión reducida hechos con este fin en las redes no siempre dan resultados satisfactorios, porque la tensión del arco, que se vuelve más importante frente a la tensión del circuito de ensayo, puede afectar sensiblemente el proceso del corte.

e) *Factor de potencia del circuito.* — Se está de acuerdo en que la severidad del ensayo es suficiente si el factor de potencia del circuito de ensayo no pasa de 0,15. En esta forma se obtiene que en los cortes de corriente simétrica la tensión instantánea de restablecimiento no difiera mucho de la tensión máxima, pero —de acuerdo con lo visto en el capítulo III, parágrafo 5— no se deben sacar conclusiones relativas al amortiguamiento de la oscilación propia. En efecto, una débil conductancia en paralelo con el arco puede acrecentar considerablemente el grado de amortiguamiento sin influir sensiblemente sobre el defasaje entre la tensión del alternador y la corriente de corto-circuito.

Para determinar el factor de potencia del circuito de ensayo, se puede partir de

$$\cos \varphi = R/Z$$

donde la resistencia total del circuito, R , se puede calcular a partir de medidas hechas en corriente continua, aunque éstas dan resultados algo pequeños. La impedancia subtransitoria total Z , se puede calcular si se conocen las reactancias de los elementos del circuito, o se puede determinar a partir de los oscilogramas del ensayo. A este efecto se

trazan las envolventes de la curva de la corriente y se determina la intensidad simétrica I de la corriente cortada. En seguida se trazan las curvas envolventes de la f.e.m. durante el ensayo (fig. 192), que pasa del valor de la tensión aplicada al de la de restablecimiento,

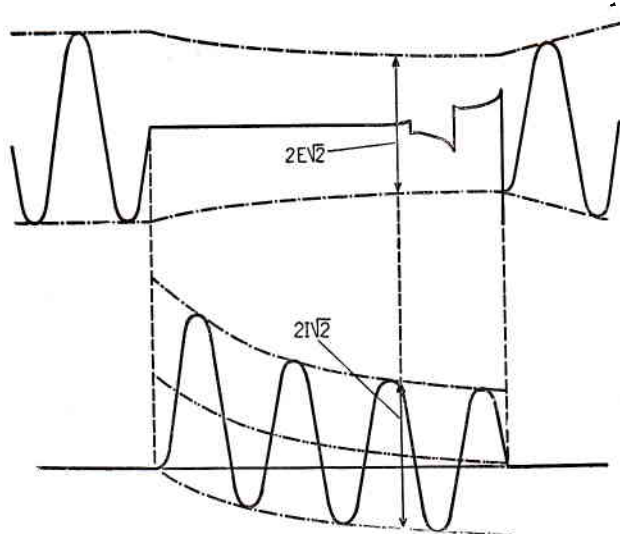


Fig. 192

siguiendo la misma ley que para la intensidad simétrica. Si E designa el valor eficaz de la f.e.m. estrellada en el instante de la separación de los contactos, se tiene

$$Z = E/I$$

También se puede determinar Z de otra manera. Se traza la curva de la componente continua de la corriente de corto-circuito

$$I_c = I'' \sqrt{2} \cos \alpha e^{-t/T}$$

y se determina la constante de tiempo $T = X_2/R\omega$, de donde X_2 y, con suficiente aproximación, $Z = \sqrt{R^2 + X_2^2}$.

Las reglas internacionales especifican que este último método es inaplicable cuando la corriente se registra alimentando los oscilógrafos por transformadores de medida.

CAPITULO X

Reglas relativas al funcionamiento normal y en corto circuito

1. Introducción.

El proyecto de reglas que, junto con su discusión, es el objeto de los capítulos X - XIII, está basado en el estudio de los problemas de la interrupción y de los interruptores hecho en los capítulos que preceden y trata de alejarse lo menos posible de las reglas existentes, internacionales (parciales) y nacionales. El texto que proponemos está en bastardilla, los comentarios o el texto de otras reglas, en letra común.

Al estudiar las reglas existentes llama la atención la falta de unidad en su redacción. En algunas se dan en conjunto primero las definiciones y después las especificaciones, mientras que en otras se tratan simultáneamente la definición y las especificaciones del mismo punto; algunas reglas insisten en determinados puntos que otras mencionan apenas o no mencionan. En lo que sigue citaremos extractos de las diversas reglas, pero alterando, si es necesario, su orden original para que respondan mejor a nuestra propia redacción.

Las reglas en vigor son en general relativamente recientes; así por ejemplo las francesas valen desde enero de 1935, las alemanas desde julio de 1937 (ligeramente modificadas en 1940 y 1941), las inglesas desde octubre de 1937, las internacionales (C.E.I.) desde

1935, etc. En 1935 ya se utilizaban aparatos modernos, pero en pequeño número, y la mayor parte de esas reglas se refieren a los interruptores de aceite (se entiende, de aceite y aislación por aceite); por lo tanto será necesario modificarlas para que valgan también para otros tipos de interruptores. Pero hay que hacer otras modificaciones, algunas nada simples. Para probar hasta qué punto es de actualidad el tema de los interruptores, digamos que el A.I.E.E., cuyas reglas databan del mes de abril de 1938, juzgó oportuno publicar en enero de 1941 (A.S.A.) un proyecto de reglas modificado, que estaba todavía en discusión en el momento de redactar este capítulo ⁽¹⁾.

2. Definición de interruptor automático de alta tensión.

No hay unidad en las definiciones del interruptor.

El vocabulario electrotécnico internacional distingue entre:

interruptor — aparato destinado a determinar la apertura y el cierre de un circuito.

interruptor automático — interruptor en el cual la apertura del circuito se produce automáticamente en condiciones predeterminadas.

Las reglas provisorias 1941 de Estados Unidos expresan:

interruptor — es un aparato destinado a cortar un circuito entre contactos separables en condiciones normales o anormales *. En general los interruptores deben funcionar con poca frecuencia, aunque algunas clases de interruptores son adecuados para operaciones frecuentes.

* *normales* se refiere al corte de corrientes que no exceden a la corriente nominal del circuito del interruptor, *anormales* se refiere al corte de corrientes que exceden a la corriente nominal, como la corriente de corto-circuito. En las aplicaciones se eligen interruptores cuya corriente cortada nominal es igual o superior a la mayor corriente que pueden tener que interrumpir.

Creemos que la parte de la definición que se refiere a la frecuencia de las maniobras debería estar en el párrafo relativo a la clasificación de los aparatos.

Las reglas internacionales no definen el interruptor, pero especifican que son aplicables a los interruptores de corriente alterna

⁽¹⁾ Las nuevas reglas americanas fueron aprobadas en mayo de 1945, estando en prensa el presente libro. Consignaremos en llamadas las modificaciones más importantes que se han hecho en estas reglas respecto a las proposiciones 1941 que sirvieron de base para la redacción.

destinados a establecer y cortar corrientes de corto-circuito bajo una tensión igual o superior a 1000 volt, y que no se aplican a los interruptores de arranque, conmutadores de tomas, contactores y aparatos análogos.

Creemos que esta aclaración es útil, puesto que sin ella pueden considerarse como interruptores, por ejemplo, los arrancadores de motores con protección térmica.

Se podría conservar pues la definición de las reglas de Estados Unidos con una ligera modificación:

interruptor automático — es un aparato destinado a cortar un circuito por medio de contactos que se separan, a voluntad en condiciones normales, automáticamente en condiciones anormales especificadas, caracterizado por las mayores corrientes que es capaz de interrumpir y de establecer en condiciones especificadas de empleo y de funcionamiento.

Por condiciones anormales se entienden defectos o sobrecargas que hacen necesaria la apertura del circuito, no así las sobreintensidades esencialmente transitorias de conexión.

Se entiende por interruptores automáticos para corriente alterna de alta tensión, los construídos para tensiones alternas de valor eficaz igual o superior a 1000 V.

Este valor se admite generalmente en Europa (reglas alemanas, francesas, inglesas, internacionales, etc.); pero según las reglas de Estados Unidos se entiende por interruptores «de potencia» los construídos para tensiones superiores a 600 V.

Es curioso que las proposiciones de Estados Unidos mencionadas llamen «de potencia» y no «de alta tensión» a los interruptores para tensiones superiores a 600 V. Aquí también sería conveniente una unificación.

Como aquí sólo tratamos de los interruptores automáticos, suprimiremos la palabra «automático», que queda subentendida. Se subentiende también que sólo consideramos los interruptores de corriente alterna, exceptuando los de tracción eléctrica.

3. Clasificación de los interruptores.

1) Según el número de polos.

Los interruptores se llaman unipolares, bipolares, tripolares, etc. o de un polo, dos polos, tres polos, etc., según el número de circuitos principales (aislados unos de otros) que comandan, a condición de que los polos estén unidos entre sí de modo que funcionen simultáneamente.

llera provoca una rotación de unos 90° de la rueda dentada p , que acciona una rueda de escape la cual regula el atraso del cierre; cuando la cremallera se sale del piñón el cierre termina en forma brusca. El tiempo total de funcionamiento depende del valor de la intensidad en la bobina B .

Si el defecto ha desaparecido, el interruptor permanece cerrado; un resorte, tendido por la rotación de la rueda p , hace girar lentamente dicha rueda, haciéndola volver a su posición inicial, de modo que el aparato está en condiciones de suministrar de nuevo un ciclo completo.

Si el defecto persiste, el núcleo t vuelve a ser atraído, el proceso se repite y en el nuevo cierre la rueda sufre una segunda rotación de alrededor de 90° antes que los contactos vuelvan a tocarse. La rotación total de la rueda está limitada a unos 320° , por lo cual el ciclo sólo puede repetirse tres veces: si el defecto todavía persiste el aparato queda bloqueado abierto y debe cerrarse a mano, actuando desde el exterior sobre una pieza prevista al efecto. Un índice i permite darse cuenta de la posición del interruptor.

Las casas constructoras han diseñado series de aparatos de diversos poderes de corte nominales, p. ej. en 15 kV, desde 150 a 1200 A, correspondientes a intensidades nominales de 5 a 50 A respectivamente.

El escape en ciertos tipos de aparatos es de acción diferida, para permitir la protección selectiva en las líneas alimentadas de un solo lado, en forma análoga a lo visto en el capítulo VII, parágrafo 2, para los escapes primarios de los interruptores sin reenclavamiento.

Para una intensidad dada superior o igual a la de funcionamiento, el atraso en la apertura es tanto mayor cuanto mayor es el poder de corte nominal, es decir, en el caso de protección en cascada de diversos segmentos de un feeder, como en la **fig. 178 a**, el atraso será tanto mayor cuanto más cerca del origen del feeder esté el defecto.

Por construcción se hace que el atraso intencional del cierre varíe también con la intensidad nominal del aparato, siendo tanto menor cuanto mayor es la intensidad nominal. Se asegura así una protección selectiva eficaz en el caso en que se produce un defecto muy cerca del interruptor, por ejemplo en A , **fig. 178 a**, y no sólo funciona el interruptor más próximo, 2, sino también el que lo precede inmediatamente en el sentido del punto de alimentación, por ser insuficiente la diferencia en los atrasos de los escapes. Si el defecto es de carácter pasajero, el segmento sano 12 sólo sufre una o varias interrupciones, pero es necesario evitar que dicho segmento quede seccionado si el

Salvo especificación expresa, se entenderá que un interruptor de dos polos está destinado a ser instalado en un circuito monofásico de dos conductores, uno de tres polos en un circuito trifásico de tres conductores, uno de cuatro polos en un circuito difásico de cuatro conductores.

2) *Según el modo de aislación y el medio de extinción.*

Hasta el presente se llamaba interruptor de aceite al interruptor en el que el corte se producía en el aceite, sin precisar más; se sobreentendía que el aceite aseguraba también la aislación. Las proposiciones A.S.A. 1941 definen también el interruptor de aire, en el que el corte se produce en el aire, y mencionan los interruptores de potencia de líquido distinto del aceite.

Tal división es actualmente insuficiente; en particular, en los interruptores en los que el corte se hace en el aceite hay que distinguir según que la aislación se haga o no por aceite; se acostumbra llamar a los primeros «interruptores de aceite» y a los segundos «interruptores de pequeño volumen de aceite»; se podría conservar la primera de estas denominaciones, pero es mejor cambiar la segunda, puesto que se construyen inclusive interruptores de aislación por aceite con cantidades más o menos reducidas de aceite.

Se distinguirá:

a) interruptor de aceite: *es un interruptor en el que el corte se hace en el aceite y cuya aislación se asegura con aceite; los aparatos multipolares se llaman de cuba única o de polos separados según que tengan un recipiente único o un recipiente por polo;*

b) interruptor de aceite con aislación por aisladores sólidos: *es un interruptor en el que el corte se hace en el aceite y cuya aislación se asegura por aisladores sólidos, rellenos o no de aceite;*

c) interruptor de agua: *es un interruptor en el que el corte se hace en el agua, en la que se agregan sustancias convenientes;*

d) interruptor neumático: *es un interruptor en el que el corte se hace en el aire comprimido suministrado por una distribución de aire;*

e) interruptor autoneumático: *es un interruptor en el que el corte se hace en el aire comprimido suministrado por el propio aparato.*

f) interruptor en el aire con soplado magnético: *es un interruptor en el que el corte se hace en el aire por desplazamiento del arco bajo la acción de un campo magnético conveniente;*

g) interruptor de gas autogenerado: *es un interruptor en el*

que el corte se hace en los gases provenientes de la descomposición de una materia sólida por el arco.

3) Según la adaptación al uso.

Los interruptores se llaman «de interior» o «de exterior» según que estén destinados a ser instalados respectivamente en el interior de edificios, que los ponen al abrigo de la lluvia, de la nieve, del granizo y de la niebla, o en un espacio abierto, sin protección especial contra los mencionados agentes atmosféricos. Deben ser manipulados por personal especializado; su maniobra no es muy frecuente.

Los interruptores se llaman «para equipos industriales» si deben ser maniobrados con frecuencia por personal no especializado; en servicio no debe ser accesible ninguna pieza bajo tensión.

3 bis) Según la protección contra los agentes exteriores o contra el peligro de contacto con piezas bajo tensión.

Las definiciones relativas a la protección están incluídas en las reglas de ciertos países, pero se omiten en las de otros. Nosotros no las incluimos (véase el párrafo siguiente), considerando que la terminología correspondiente debe establecerse para todos los aparatos y máquinas de modo uniforme, tal como lo hace el vocabulario electrotécnico internacional. Desgraciadamente, las definiciones contenidas en las reglas de diversos países relativas a los interruptores presentan, entre sí y con el vocabulario electrotécnico internacional, serias discrepancias. Para mostrar las diferencias de criterio, agregamos a continuación las definiciones de las reglas francesas que, como veremos, no se preocupan de la penetración de cuerpos extraños, y las de las reglas de Estados Unidos, que no se preocupan de la inaccesibilidad de las piezas bajo tensión.

Las reglas francesas distinguen entre los interruptores:

no protegido: en el que las varillas de conexión exteriores se pueden tocar;

protegido ⁽¹⁾: en el que no se puede tocar ninguna pieza bajo tensión;

blindado: interruptor protegido, en el que la protección mecánica se obtiene por medio de una sólida envolvente metálica;

⁽¹⁾ Según el vocabulario electrotécnico internacional: *protegido*: se dice de una máquina o de un aparato cuyas partes bajo tensión, o en movimiento, han sido hechas difícilmente accesibles a la penetración de cuerpos sólidos y a las proyecciones de agua horizontales o verticales.

estanco: a la lluvia, al chorro de agua o a la inmersión: interruptor blindado en el que se han tomado precauciones para asegurar la estanqueidad;

antideflagrante: cuya protección le permite funcionar sin peligro en una atmósfera deflagrante.

Las reglas provisionarias 1941 de Estados Unidos distinguen entre los interruptores ⁽¹⁾:

a prueba de polvo, agua, granizo, gas, humedad, suciedades, humos, etc., que funciona correctamente cuando está expuesto a los agentes mencionados;

sumergible, que funciona correctamente bajo el agua en condiciones determinadas de presión y de tiempo;

a prueba de explosión, capaz de resistir, sin deteriorarse ni transmitir llamas al exterior, una explosión interior de una mezcla determinada;

a prueba de llamas, que no mantiene la llama o no se deteriora rápidamente si se le somete a la acción de las llamas;

estanco, a la humedad, a las suciedades, al polvo, etc., cuando su envolvente impide la penetración de los cuerpos especificados. El aparato estanco al agua debe soportar sin fugas un chorro de agua de una manga de por lo menos 2,5 cm de diámetro, bajo una presión de alrededor de 1070 cm y desde una distancia de alrededor de 305 cm, durante algunos minutos;

resistente, a la humedad, al humo, etc., cuando no es rápidamente destruido por el agente especificado.

4. Dominio de aplicación.

Además de la condición de que la tensión $U \geq 1000$ V, las presentes reglas sólo valen si

1) *la frecuencia del circuito donde se va a instalar el interruptor está comprendida entre 15 y 60 Hz.*

2) *la altura del lugar de la instalación es inferior a 1000 m. (3300 pies).*

3) *la temperatura ambiente no pasa de 35° C como promedio y de 40° C como máximo.*

La condición 3) es la de las reglas inglesas; las alemanas imponen una temperatura ambiente máxima de 35° C, las francesas y

⁽¹⁾ Estas definiciones han sido suprimidas en las reglas 1945.

americanas de 40° C ⁽¹⁾. La unificación parece ser bastante fácil, pero está por hacer.

Veremos en el capítulo XII, párrafos 3 y 5, qué modificaciones se han admitido cuando no se cumplen las condiciones 2) y 3).

Se considera que los aparatos están en condiciones de utilización especiales:

- a) *si están expuestos a humos nocivos, polvos ligeramente conductores o abrasivos, mezclas explosivas, humedad excesiva, etc.;*
- b) *si están expuestos a vibraciones, choques, o instalados en posición anormales, por ejemplo muy inclinados, etc.;*
- c) *si el ambiente es muy caliente o muy frío;*
- d) *si el espacio destinado a la instalación es muy limitado;*
- e) *si el servicio es particularmente severo, el funcionamiento frecuente, el mantenimiento difícil, etc.;*

En cada uno de esos casos hay que consultar al fabricante, pudiendo ser necesaria una construcción especial que responde a una de las definiciones del parágrafo 3, inciso 3 bis.

5. Características relativas al funcionamiento en servicio normal.

a) *Tensión normal de empleo (o de servicio): es el valor eficaz normal de la tensión compuesta de la red en el lugar de instalación del interruptor.*

b) *Tensión de empleo (o de servicio): es el valor eficaz de la tensión compuesta de la red que existe en un momento dado en el lugar de instalación del interruptor.*

c) *Frecuencia normal de empleo (o de servicio): es el valor normal de la frecuencia de la red donde está instalado el interruptor.*

d) *Tensión nominal: es el valor eficaz de la tensión para la que se construye el interruptor.*

Las reglas alemanas distinguen entre la *tensión nominal*, que determina todas las características menos las de aislación (por ejemplo el poder de corte) y la *tensión de serie*, que determina la aislación; generalmente, como veremos ahora, las dos tensiones son iguales.

La definición de la tensión nominal dada más arriba no es la

⁽¹⁾ En las reglas 1945 de Estados Unidos se sigue admitiendo 40° C para los aparatos con contactos de cobre o equivalentes, pero se admite 55° C para los aparatos donde todas las superficies de contacto, inclusive bornes, son de plata o equivalentes, siempre que del funcionamiento en estas condiciones no resulten temperaturas superiores a 90° C para la aislación de clase O, 105° C para la de clase A y 125° C para la de clase B (ver el cap. XII, parágrafo 3, cuadro I).

que se adopta siempre; las reglas inglesas e internacionales definen la tensión nominal por el valor eficaz más elevado de la tensión de la red en la cual el interruptor puede ser utilizado en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento; no creemos que esta condición deba servir de definición; se considerará a propósito de la elección del aparato.

e) Frecuencia nominal: es la frecuencia para la que se construye el interruptor.

f) Corriente nominal: es el valor eficaz de la intensidad de la corriente que el aparato debe poder soportar de manera permanente, a la tensión y frecuencia de servicio nominales, sin sobrepasar los límites de calentamiento prescriptos.

6. Valores normales de la frecuencia, de la tensión y de la corriente nominales.

a) frecuencia nominal.

Valores usuales: en Europa, 50 Hz; en América del Sur, 60 y/o 50 Hz; en Estados Unidos, generalmente 60 Hz. Valores particulares, 15, 16 $\frac{2}{3}$, 25, 42 Hz.

b) tensión nominal, en kilovolt

Estados Unidos ..	2,5	5	7,5	15	23	34,5	46	69		115	138	161	230	287 ²⁾	345
Inglaterra		3,3	6,6	11		22	33	44	66	88	110	132	165	220	
Francia	1	3,2	5,5	10	15	22	30	45	60	75	90	110	150	220	300
Tensión nominal	1	3	6 ¹⁾	10		20	30	45	60		110	150		220	400
Alemania															
Tensión de serie	1	3	6	10	15	20	30	45	60		110	150		220	400

1) solamente para aparatos cerrados y blindados.

2) valor agregado en las reglas 1945.

Estados Unidos ...	200	400	600	800	1200	2000	3000	4000		
Inglaterra	200	400	600	800	1200	1600	2000	3000	4000	
Francia	125	320	500	800	1200	1600	2000	2500	3000	4000
Alemania	200	400	600	1000		2000		4000	6000	

7. Corriente cortada.

La corriente cortada por un polo del interruptor es el valor eficaz de la corriente en el instante inicial de la separación de los contactos; se debe distinguir entre:

1) corriente cortada simétrica: es el valor eficaz de la corriente simétrica en el instante inicial de la separación de los contactos.

2) corriente cortada asimétrica o total: es el valor eficaz de la corriente total en el instante inicial de la separación de los contactos, igual a la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados de la corriente

cortada simétrica y de la componente continua de la corriente en el mismo instante.

Las reglas alemanas indican que la corriente simétrica cortada por un interruptor multipolar es la media aritmética de las corrientes simétricas en todos los conductores. Aparentemente la indicación se refiere al caso en que el defecto interesa todos los polos, hecho no especificado directamente.

Las reglas de Estados Unidos consideran siempre la corriente cortada asimétrica; las reglas francesas y suizas la corriente cortada simétrica; las reglas alemanas, inglesas e internacionales, las dos.

Determinación de la corriente cortada a partir de un oscilograma.

Se consideran dos casos:

1) El registro de la curva de la corriente de corto-circuito en función del tiempo comprende, hasta el instante inicial de la separación de los contactos, un número de alternancias suficiente para que sea posible trazar las envolventes.

Sea XX (**fig. 193**) el instante inicial de la separación de los contactos; la corriente cortada simétrica es (ver el capítulo I, parágrafo 2)

$$I_s = ad/2\sqrt{2}$$

y la corriente cortada total, asimétrica, es

$$I_t = \sqrt{(ad/2\sqrt{2})^2 + (bc)^2}$$

donde el punto b está definido por $ab = ad/2$.

Para facilitar la determinación de la corriente cortada asimétrica, las reglas de los Estados Unidos dan:

a) una familia de curvas que suministran I_t como parámetro de la curva que pasa por el punto que tiene ac por abscisa y ad por ordenada.

b) una escala transparente especial para colocar sobre el oscilograma; para su descripción y modo de empleo véanse las reglas mencionadas.

2) El registro de la curva de la corriente de corto-circuito en función del tiempo comprende, hasta el instante inicial de separación de los contactos, un número de alternancias demasiado reducido para poder aplicar el procedimiento dado en 1).

Se conviene entonces en despreciar los amortiguamientos de la co-

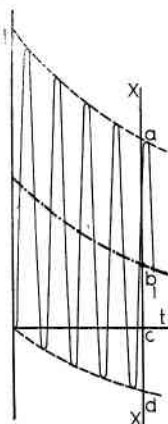


Fig. 193

riente de corto-circuito y se aplican las fórmulas anteriores, donde ad es ahora la suma de las amplitudes de la alternancia en que se empiezan a separar los contactos (XX , fig. 194) y de la alternancia precedente; $ab = ad/2$; bc representa la componente continua.

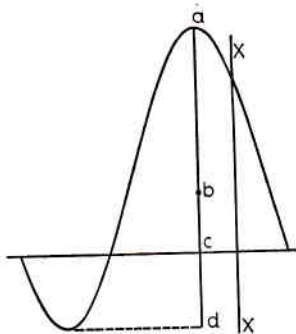


Fig. 194

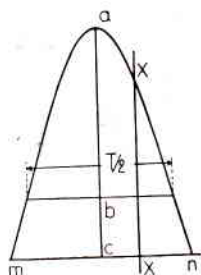


Fig. 195

Si la separación de los contactos empezara en la primera alternancia (XX , fig. 195) se determinaría el punto b por la condición de que el segmento de la paralela al eje de los tiempos que pasa por b interceptado entre las ramas de la sinusoide sea igual a $T/2$, donde T es el período de la corriente; bc es la componente continua; $ab/\sqrt{2}$ es la componente simétrica. Para facilitar la determinación de I_t en este caso particular las reglas de Estados Unidos incluyen una curva que suministra I_t/I_{max} en función de mn/T , donde I_{max} es el valor de cresta de la corriente representado por ac ; la curva se establece en la hipótesis de que la tensión del arco es nula.

8. Tensión de restablecimiento; tensión de restablecimiento entre contactos; tensión transitoria de restablecimiento.

La tensión de restablecimiento es el valor eficaz de la tensión a la frecuencia de empleo que reaparece entre los conductores de fase del circuito después de la extinción final de los arcos en todos los polos y después del amortiguamiento de los fenómenos transitorios.

En las instalaciones trifásicas se considerará el valor medio de las diferentes tensiones compuestas.

Las definiciones de la tensión de restablecimiento no coinciden en las diferentes reglas. Las reglas de Estados Unidos especifican que la medida se debe hacer después del amortiguamiento del régimen transitorio de la tensión que sigue a la extinción de los arcos: hemos juzgado útil conservar esta observación porque justifica la manera de determinar la tensión de restablecimiento a partir de un oscilograma, que veremos en seguida.

Las reglas difieren especialmente en la designación de los puntos del circuito entre los que se debe considerar la tensión de restablecimiento: las internacionales no dicen nada al respecto, las francesas especifican «entre los dos bornes del aparato en los que la tensión es

más elevada», las alemanas «entre conductores», las provisionales 1941 de Estados Unidos «en el aparato de interrupción» ⁽¹⁾. Pero las re-

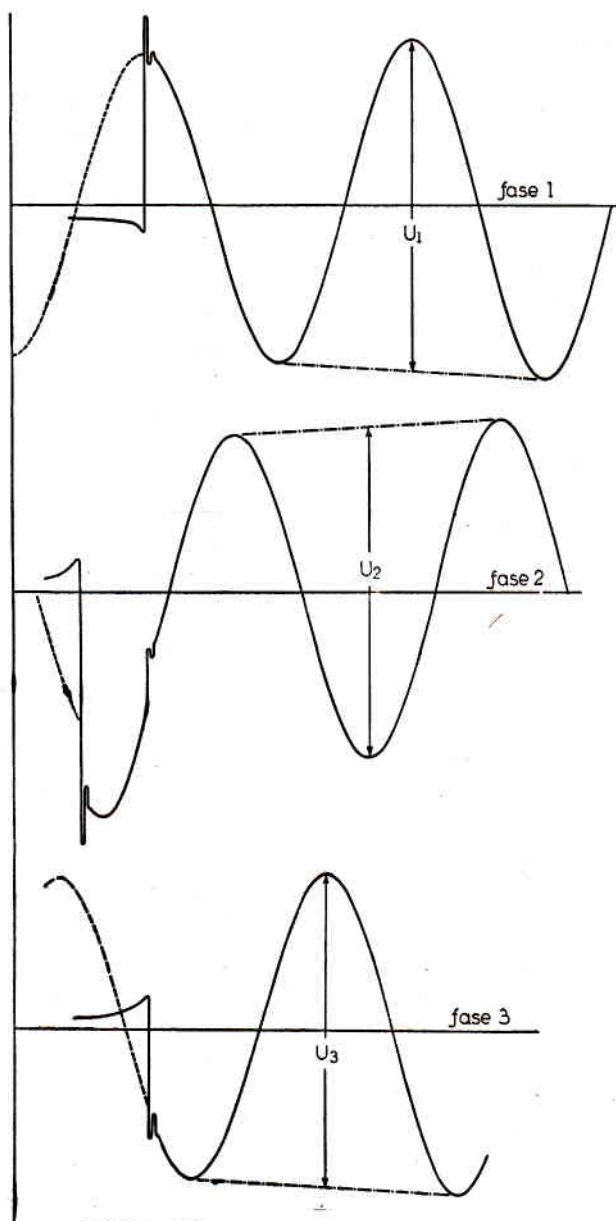


Fig. 196

⁽¹⁾ Las reglas 1945 dicen: «entre los bornes del aparato».

glas traen en general un ejemplo de la determinación de la tensión de restablecimiento que no deja ninguna duda.

Determinación de la tensión de restablecimiento a partir de un oscilograma.

Se traza en cada fase la recta que une el primer y tercer vértice de la curva de la tensión a la frecuencia de empleo que se restablece y se miden los segmentos de ordenada U_h entre los segundos vértices y las rectas mencionadas. Si la extinción del arco en una fase se produce cuando la tensión de esta fase pasa por el máximo, se conviene en dejar de lado ese vértice y se consideran los tres siguientes (fase 1 de la **fig. 196**).

Se pueden registrar las tensiones compuestas o las tensiones por polo. En el primer caso la tensión de restablecimiento es igual a la media aritmética de los valores U_h medidos dividida por $2\sqrt{2}$; en el segundo caso es necesario multiplicar el valor así obtenido por un coeficiente p que depende del circuito y del número de polos del interruptor; así para un interruptor tripolar en un circuito trifásico (**fig. 196**) $p = \sqrt{3}$ y

$$U_r = [1/3 (U_1 + U_2 + U_3)/2\sqrt{2}] \sqrt{3}$$

Los valores usuales de p son:

interruptor unipolar en circuito monofásico: $p = 1$;

interruptor bipolar en circuito monofásico e interruptor tetrapolar en circuito difásico: $p = 2$;

interruptor tripolar en circuito trifásico: $p = \sqrt{3}$;

Para el caso de un polo separado de un interruptor tripolar ensayado en monopolar (**fig. 186 b**) las reglas internacionales fijan $p = \sqrt{3}/1,5$ ⁽¹⁾.

Tensión transitoria de restablecimiento: es la tensión entre los contactos de cada polo del interruptor después de la extinción de los arcos mientras dura prácticamente el régimen transitorio (ver el capítulo II, parágrafo 5).

Tensión de restablecimiento entre contactos: es el valor eficaz de la tensión a la frecuencia de empleo que reaparece en el primer polo que corta en los instantes que siguen a la extinción del arco (ver el capítulo II, parágrafos 4 y 7).

En nuestro conocimiento esta definición no ha sido introducida explícitamente por ninguna de las reglas existentes. A veces se la tiene en cuenta implícitamente, por ejemplo cuando se fija en $1,5 U/\sqrt{3}$ la

⁽¹⁾ Ver el capítulo IX, parágrafo 9.

tensión del ensayo en monofásico de un polo de un interruptor tripolar. Su importancia es fundamental, por ejemplo, cuando se trata de la importancia de la influencia de la clase del defecto en la elección del interruptor (ver el capítulo XIV).

9. Poder de corte. Poder de corte nominal.

El poder de corte es una de las características más importantes del interruptor, y desgraciadamente hay graves discrepancias a su respecto.

La parte de la definición en la que más o menos todas las reglas coinciden, y que conservamos, a condición de que se agreguen las palabras: «en una duración total especificada» y de que vaya acompañada de la observación que sigue, es:

El poder de corte de un interruptor es la mayor corriente que puede cortar este interruptor en una duración total especificada, bajo una tensión de restablecimiento determinada y en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento. El poder de corte es nominal si la tensión de restablecimiento es igual a la tensión nominal.

Observación. En realidad es la tensión de restablecimiento entre contactos, U_{rc} , y no la tensión de restablecimiento U_r , la que fija la severidad del corte. La dificultad en la medida de U_{rc} en ciertas clases de defectos y el hecho de que al variar la tensión de empleo varían proporcionalmente U_{rc} y U_r , hacen que se conserve en la definición del poder de corte U_r en vez de U_{rc} .

Notemos también que en ciertos aparatos la mayor corriente que puede cortar el interruptor podría no variar cuando la tensión de restablecimiento entre contactos varía entre amplios límites. Para tales aparatos habría que modificar esta parte de la definición del poder de corte, sustituyéndola por: es la mayor corriente que puede cortar el interruptor en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento con tal que la tensión de restablecimiento entre contactos permanezca entre los límites especificados.

El desacuerdo empieza cuando se trata de precisar si la corriente cortada es la simétrica o la asimétrica.

En Francia, Suiza, Suecia, etc., sólo se considera la corriente cortada simétrica, sin preocuparse de la componente continua. En los Estados Unidos sólo se considera la corriente cortada asimétrica. Las reglas alemanas especifican que la corriente cortada es la simétrica, pero también la asimétrica en casos particulares. No se indica cuales son esos casos particulares; pero a propósito de los ensayos de corte, se considera la corriente cortada asimétrica si la duración total de corte, aumentada en el tiempo de funcionamiento de los relés, es in-

ferior a 0,1 s y la corriente cortada simétrica si es igual o superior a 0,1 s.

La C.E.I. ha adoptado un punto de vista intermedio; sus reglas especifican que hay que indicar siempre los dos poderes de corte, simétrico (corriente cortada simétrica) y asimétrico (corriente cortada asimétrica); las reglas inglesas han adoptado este punto de vista, con una particularidad, que veremos en la pág. 317. En nuestra opinión la elección de la corriente cortada simétrica o asimétrica, o la admisión de ambas, no es arbitraria. El problema tiene tal importancia que hemos juzgado útil consagrarle el capítulo siguiente, limitándonos aquí, para no romper la unidad del capítulo, a indicar solamente la conclusión:

No se puede —sin ser incorrecto en uno de los casos— definir el poder de corte de un tipo de interruptor dado por la corriente cortada simétrica en ciertas reglas y por la asimétrica en otras; según el tipo del aparato, habrá que definir el poder de corte en una u otra forma. Es posible que en ciertos aparatos se deba caracterizar el poder de corte por dos valores, uno basado en la corriente cortada simétrica y el otro en la corriente cortada asimétrica, definición que excluye, para el tipo de interruptor considerado, la basada en un solo valor de la corriente cortada, ya sea simétrica o asimétrica.

La elección definitiva sólo podrá hacerse a raíz de los resultados de ensayos metódicos ulteriores, pero para plantear el problema admitimos provisoriamente que el poder de corte que se debe tener en cuenta en aquellos aparatos modernos que se caracterizan por la pequeña tensión de arco (como orden de magnitud $e_a/E_m \leq 0,05$) es el basado en la corriente cortada simétrica; en los otros interruptores será el basado en la corriente cortada asimétrica.

Durante largo tiempo, por falsas analogías y sin razón que actualmente pueda considerarse válida, se definió el poder de corte como producto de una corriente, de una tensión y de un coeficiente función del número de fases. No siempre se estaba de acuerdo sobre el valor de la corriente o de la tensión a considerar (ver el capítulo siguiente, parágrafo 1) pero la costumbre de expresar el poder de corte en MVA ha hecho que las reglas nacionales autoricen a definir el poder de corte no solamente como se ha hecho más arriba sino también en MVA. Por lo tanto indicamos la definición, si bien no la consideramos correcta ⁽¹⁾:

⁽¹⁾ La definición del poder de corte como producto de la corriente cortada por la tensión de restablecimiento cuyo valor se especifica, presenta algún interés en los casos en que este producto se conserva constante al variar la tensión de restablecimiento.

Se puede definir el poder de corte por el producto de un coeficiente función del número de fases, 1 en mono-, 2 en di-, $\sqrt{3}$ en trifásico, por la mayor corriente cortada y por la tensión de restablecimiento, cuyo valor se debe especificar ⁽¹⁾; el poder de corte es nominal si la tensión de restablecimiento es igual a la tensión nominal.

En los aparatos en que la mayor corriente cortada se mantiene constante cuando la tensión de restablecimiento entre contactos varía entre amplios límites, tal definición es menos conveniente todavía, pero —si se quiere— se podría conservar, a los efectos de la catalogación, la definición del poder de corte nominal como producto de la corriente cortada por la tensión nominal y el coeficiente función del número de fases.

El valor de la corriente cortada será el simétrico o el asimétrico según el valor que se ha considerado para definir el poder de corte en ampere.

Cuando no hay ninguna indicación sobre el número de fases, se entiende que el poder de corte expresado en MVA corresponde a un circuito trifásico.

Aunque las reglas inglesas admiten el poder de corte simétrico y el asimétrico cuando el poder de corte se expresa en ampere, no admiten más que el poder simétrico cuando se expresa en MVA.

Las reglas internacionales no admiten la expresión del poder de corte en MVA.

La definición del poder de corte habla de «condiciones prescritas de empleo y de funcionamiento»; las consideramos a continuación.

I. Condiciones de empleo.

El poder de corte está influido por:

1) El factor de potencia del circuito cortado:

Salvo indicación contraria se entiende que el poder de corte indicado es válido cualquiera que sea el valor del factor de potencia del circuito cortado;

2) El andamio de la tensión transitoria de restablecimiento, que depende del circuito, de los instantes de corto-circuito y de separación de los contactos, y del propio interruptor.

En el estado actual de la cuestión se entiende que —salvo indi-

⁽¹⁾ Vale también aquí la observación hecha a continuación de la primera definición del poder de corte, dada en la página anterior.

cación contraria— el poder de corte indicado vale cualquiera que sea la forma de la tensión transitoria de restablecimiento ⁽¹⁾;

3) *La tensión de empleo.*

Las variaciones de la tensión de empleo son de dos clases: en el mismo instante; de un punto a otro de la parte de la red con la misma tensión normal de empleo, y en el mismo punto de la red, de un instante a otro. Por esas causas, y también porque a veces hay que elegir un interruptor cuya tensión nominal es netamente superior a la normal de empleo, el constructor debe indicar como varía el poder de corte con la tensión de empleo.

Salvo indicación especial, se entiende que la corriente que puede cortar el aparato crece en razón inversa a la tensión de empleo hasta que llega a la corriente límite, que no se puede sobrepasar, por pequeña que sea la tensión de restablecimiento.

Las reglas alemanas admiten que el poder de corte nominal expresado en MVA quedá constante, es decir, que la corriente cortada varía en razón inversa de la tensión de empleo dentro del intervalo $U_n (1 - \epsilon_1) - U_n (1 + \epsilon_2)$, donde ϵ_1 y ϵ_2 , próximos a 0,2 y 0,15 respectivamente, están fijados para cada valor de la tensión nominal U_n . Para tensiones inferiores a $U_n (1 - \epsilon_1)$, si aún no se ha alcanzado la corriente límite, el poder de corte nominal en MVA sigue manteniéndose constante. Cuando se llega a la corriente límite, por la definición misma de ésta, el poder de corte en MVA disminuye proporcionalmente a la tensión de empleo.

Las reglas de Estados Unidos adoptan el mismo principio para las tensiones de empleo inferiores a la tensión nominal del interruptor, pero no precisan nada para las tensiones de empleo ligeramente superiores a la nominal del interruptor.

En cambio según las reglas francesas, la ausencia de indicación sobre la variación del poder de corte con la tensión significa que el poder de corte expresado en ampere se conserva cuando la tensión de empleo es inferior a la nominal. Tal regla supone que la mayor corriente cortada no varía cuando disminuye la tensión de restablecimiento entre contactos.

⁽¹⁾ Para los interruptores neumáticos, particularmente sensibles al andamiento de la tensión transitoria de restablecimiento, se conocen algunas curvas del poder de corte nominal en función de la frecuencia de la componente oscilación libre de la tensión transitoria de restablecimiento. Tales curvas suponen que la oscilación libre es sinusoidal poco amortiguada, y su aplicación puede no ser simple cuando la oscilación de la tensión en el lugar de instalación del interruptor tiene un andamiento más complicado.

4) El estado del neutro respecto a tierra y el desequilibrio de las corrientes en los diferentes polos del interruptor en el momento del corte.

La ausencia de indicación quiere decir que el poder de corte indicado vale cualquiera que sea el estado del neutro respecto a tierra.

En el caso de un corto-circuito parcial (que no interesa todas las fases) la corriente que podrá cortar el aparato depende de la ley de la variación de la corriente cortada con la tensión de restablecimiento entre contactos.

El defecto que debe servir de base a la elección del aparato puede no ser el trifásico. Debido a su importancia, el problema es tratado en detalle en el capítulo XIV.

Las reglas internacionales indican que la corriente cortada no debe ser superior al poder de corte (en ampere) especificado en ningún polo. Como veremos, tal enunciado es insuficiente, siendo sólo válido en los aparatos en los cuales la mayor corriente cortada no depende de la tensión de restablecimiento entre contactos cuando ésta varía entre amplios límites.

5) La frecuencia de empleo.

Se admite que el poder de corte nominal vale cuando la frecuencia varía entre 0,75 y 1,25 del valor nominal.

6) El ciclo de trabajo.

El poder de corte indicado no vale más que para un ciclo de trabajo determinado o ciclos menos severos; la cuestión se precisará en el párrafo 13.

7) El comando del interruptor.

Hay que conformarse a las instrucciones del constructor.

Nota: corte de corrientes pequeñas. *Se sobreentiende que el interruptor debe cortar de manera satisfactoria, a igualdad de la tensión de restablecimiento, todas las corrientes inductivas cuyo valor es inferior a la correspondiente al poder de corte. Pero en ciertos aparatos la duración del arco podrá ser considerablemente mayor cuando se corta una corriente muy inferior a la correspondiente al poder de corte.*

El corte de las corrientes capacitivas, aún si éstas son poco importantes, puede presentar dificultades particulares, debiéndose consultar al constructor a este respecto.

II. Condiciones de funcionamiento: ver el párrafo 14.

10. Corriente establecida.

La corriente establecida es el mayor valor de cresta de la intensidad de la corriente establecida por el interruptor al cerrar sobre un

corto-circuito. Cuando se establecen corrientes en varios polos, se considerará la mayor.

Esta definición es la adoptada generalmente, salvo en Estados Unidos, donde se considera, no el valor de cresta i_{max} , sino el mayor valor eficaz I_{to} de la corriente total. Si bien la fuerza electrodinámica máxima es proporcional a i_{max}^2 y no a I_{to}^2 , en principio no hay ningún inconveniente en proceder de esa manera, es decir, en adoptar I_{to} en lugar de i_{max} . Pero esta divergencia es de lamentar, porque puede dar lugar a confusiones entre los valores numéricos, ya que los de Estados Unidos pueden ser mucho más pequeños que los europeos: despreciando el amortiguamiento y considerando el caso extremo en que $I_c = I_s \sqrt{2}$, se obtendrá $I_s \sqrt{3}$ con la definición estadounidense en lugar de $2\sqrt{2} I_s$ con la definición europea.

11. Poder de cierre. Poder de cierre nominal.

El poder de cierre de un interruptor es la mayor corriente que puede establecer el interruptor bajo una tensión de empleo dada en las condiciones prescriptas de empleo y de funcionamiento; el poder de cierre es nominal cuando la tensión de empleo es la nominal. Las condiciones de empleo prescriptas se refieren al comando que se debe utilizar de acuerdo con las instrucciones del constructor; las relativas al funcionamiento se precisarán en el parágrafo 14.

La ausencia de indicación implica que el poder nominal de cierre es $1,8 \sqrt{2} = 2,5$ veces el poder nominal de corte expresado en ampere.

Esta manera de ver está de acuerdo con las reglas francesas, inglesas, alemanas, etc., pero no con las de Estados Unidos; agreguemos que el coeficiente 2,5 es demasiado pequeño en el caso de interruptores de apertura retardada colocados relativamente cerca de las estaciones centrales, donde se hace sentir sensiblemente el amortiguamiento de la corriente simétrica de corto-circuito.

Algunas reglas no mencionan la tensión de empleo en la definición del poder de cierre; es cierto que aquí su papel no es comparable al desempeñado en el poder de corte, en el que influye directamente.

En los Estados Unidos se distingue entre el poder de cierre y el de bloqueo. El primero es la mayor corriente eficaz que puede establecer el interruptor sin tener que bloquear, es decir, suponiendo el disparo libre inmediato bajo el efecto del corto-circuito establecido; el segundo es la corriente eficaz que el interruptor puede establecer

quedando bloqueado (disparo retardado efectuado por el interruptor maniobrado o disparo por otro interruptor); en ninguno de los dos casos debe haber quemaduras excesivas en los contactos o desperfectos en el interruptor; el comando debe funcionar en las condiciones indicadas por el constructor.

12. Sobreintensidades de corta duración admisibles.

La sobreintensidad de corta duración admisible se expresa por el valor eficaz de la corriente que puede soportar el interruptor en posición completamente cerrada durante un intervalo de tiempo especificado, sin que el calentamiento suplementario provocado ni los esfuerzos electrodinámicos sean susceptibles de ocasionar desperfectos al aparato. Después de una sobreintensidad de corta duración admisible, el interruptor debe ser capaz de soportar su corriente nominal y de efectuar su ciclo de trabajo especificado.

Las sobreintensidades de corta duración admisibles nominales son las que corresponden a duraciones de 1 s y 5 s.

Creemos que en los interruptores rápidos modernos se puede suprimir la sobreintensidad de 5 s que no corresponde a ningún dato interesante de explotación.

Determinación de las sobreintensidades de corta duración a partir de un oscilograma.

Se trazan $I_t(t)$ e $I^2_t(t)$ tal como lo indicamos en el capítulo I, parágrafo 11, **fig. 10**. Discutimos allí la determinación de I_{ot} por la relación $\sqrt{(1/t) \int_0^t I^2_t dt}$; esta determinación se puede hacer en forma equivalente por la fórmula de Simpson a partir de $I_t(t)$; se divide el intervalo $0 - t$ que nos interesa por ejemplo en 10 partes iguales, y se determinan las ordenadas $I_{t0}, I_{t1}, I_{t2} \dots I_{t10}$ en los puntos de división; resulta

$$I_{ot} = \sqrt{\frac{1}{30} [I_{t0}^2 + 4(I_{t1}^2 + I_{t3}^2 + I_{t5}^2 + I_{t7}^2 + I_{t9}^2) + 2(I_{t2}^2 + I_{t4}^2 + I_{t6}^2 + I_{t8}^2) + I_{t10}^2]}$$

Esa construcción se admite generalmente en Europa (reglas internacionales, francesas, inglesas, etc.); las reglas internacionales indican que la sobreintensidad admisible nominal relativa a 1 s debe ser por lo menos igual al poder de corte nominal simétrico.

Las reglas de Estados Unidos hacen la corriente de corta duración de 1 s, llamada «momentánea», igual a la corriente establecida, definición de Estados Unidos (valor eficaz); este valor es siempre netamente superior al definido más arriba. Las mismas reglas esta-

blecen que «para las necesidades prácticas» la sobreintensidad de 5 s es la corriente total de corto-circuito al cabo de un segundo.

13. Ciclo de trabajo. Ciclo de trabajo nominal y nominal normal.

El ciclo de trabajo es una serie de operaciones determinadas, separadas por intervalos de tiempo especificados. Recordemos que C designa una operación de cierre, O una de apertura, CO la unitaria, es decir, una operación de corte seguida sin retraso intencional por una de apertura.

El ciclo de trabajo nominal es un ciclo de trabajo donde las aperturas corresponden al poder nominal de corte y los cierres al poder nominal de cierre. Este ciclo se debe indicar al mismo tiempo que los poderes de corte y cierre. Actualmente se admiten dos ciclos de trabajo nominales normales:

$$\begin{array}{ll} O - 3 \text{ min} - CO - 3 \text{ min} - CO & (A) \\ o \text{ } CO - 15 \text{ s} - CO & (B) \end{array}$$

El ciclo (A) es el que figura en las reglas europeas (francesas, inglesas, alemanas, etc.); en los Estados Unidos, donde la rapidez de operación ha recibido mayor atención, se ha adoptado el ciclo (B). En Estados Unidos, en el caso de interruptores no estancos al aceite, de poder de corte inferior a 50 MVA, se adopta el ciclo

$$CO - 2 \text{ min} - CO$$

Según las reglas internacionales, los dos ciclos (A) y (B) se consideran nominales normales; por lo tanto hay que precisar cual se ha utilizado.

Cuando el ciclo de trabajo es más severo que el nominal, los poderes de corte y cierre correspondientes deben ser más pequeños que los nominales; se especificará la relación $h \%$ del poder de corte en el ciclo adoptado al nominal.

La importancia que presenta la adopción de un ciclo nominal normal único, para un tipo dado de interruptor, y el establecimiento de los valores de $h \%$ para los otros ciclos usuales es evidente; se impone primero una comparación de los dos ciclos nominales normales. Los valores de $h \%$ varían con el tipo de interruptor; damos a continuación un cuadro tomado de las proposiciones A.S.A. 1941, que representa la primera y loable tentativa de introducir los valores de $h \%$ en las reglas; ya hace algún tiempo que este cuadro se usa en Estados Unidos.

Valores de h % para interruptores de aceite (estancos al aceite).

N.º de grupos	Número total de operaciones unitarias	h %				
		0-5000 A	5001-10000 A	10001-20000A	20001-40000A	> 40000 A
		Operaciones unitarias a intervalos de 15 segundos				
	2	100	100	100	100	100
	4	95	95	90	85	80
	8	85	80	70	55	50
	16	75	65	50	35	—
		Grupos de dos operaciones unitarias sin retardo intencional entre operaciones e intervalos de 2 minutos entre grupos.				
1	2	90	85	75	65	60
2	4	80	75	60	45	—
4	8	70	65	50	35	—
8	16	60	55	40	25	—
		Grupos de cuatro operaciones con 0 — 15 — 60 segundos como retardos entre operaciones y 2 minutos entre grupos.				
1	4	85	80	65	50	—
2	8	75	70	55	40	—
4	16	65	60	45	30	—

Excepción: salvo el ciclo nominal normal, los factores indicados no se aplican a los interruptores para 15 kV y tensiones nominales inferiores cuando las corrientes cortadas pasan de 10000 A.

14. Condiciones prescriptas de funcionamiento relativas a los poderes de corte y de cierre.

Un interruptor de aceite debe funcionar sin emisión exterior de llamas; los gases producidos y el líquido que arrastran deben ser evacuados solamente por las vías previstas a este efecto y canalizados al exterior del aparato en tal dirección que pasen lo más lejos posible de toda pieza conductora bajo tensión.

Las reglas de Estados Unidos toleran una pequeña emisión de aceite en la clase de aparatos no estancos al aceite.

Los interruptores de aire y gases autogenerados no deben proyectar ninguna llama más allá de los límites admitidos, indicados sobre los croquis, y las distancias especificadas entre los polos y entre los polos y las partes a tierra deben ser medidas a partir de esos límites.

No se debe producir ni adherencia entre los contactos susceptible de molestar las operaciones sucesivas del aparato ni deformaciones mecánicas permanentes. Después del ciclo de trabajo nominal normal las partes mecánicas y los aisladores deben estar prácticamente en el mismo estado que antes y el interruptor debe ser capaz de cerrar, de soportar y de cortar su corriente nominal bajo la tensión nominal de empleo; pero se admite que los poderes de corte y cierre nominales se reducen fuertemente y que antes de volver a poner en servicio el aparato puede ser necesario:

1) reemplazar o retocar (en particular limar) los para-chispas así como cualquier otra pieza reemplazable especificada.

2) filtrar o reemplazar el líquido extintor del interruptor o agregar la cantidad necesaria para establecer el nivel normal; en los aparatos neumáticos, esperar que los depósitos se vuelvan a poner a presión; en los aparatos de gases autogenerados, cambiar las piezas que producen los gases autogenerados, después de cierto número de funcionamientos.

3) limpiar los depósitos eventuales sobre las partes aislantes.

15. Valores nominales normales del poder de corte.

Los valores normales del poder de corte (trifásico) son (en MVA):

Alemania						100	200		400	600		1000	1500	2500	
1) 3)															
Inglaterra	25	50	75	100	150			250	350	500		750	1000	1500	2500
1) 2)															
Estados Unidos ...		50	75	100	150		250			500		750	1000	1500	2500

1) únicamente para interruptores de aceite; 2) no están comprendidos los interruptores para equipos industriales o no estancos; 3) obsérvese que el poder de corte es simétrico en Inglaterra y asimétrico en Estados Unidos; los valores, idénticos en apariencia, no son en realidad comparables; 4) en las reglas 1945 se agregaron 25, y 3500 y 5000 MVA, estos dos últimos valores como guía para futuros desarrollos, y se suprimieron 75 y 750 MVA.

Es interesante comparar los poderes de corte nominales normales relativos a diferentes tensiones nominales; dan una idea de la importancia de las redes existentes en los países correspondientes (cuadros I - IVb). Además, en todos los cuadros se encuentran los valores de la corriente nominal, y en los de Estados Unidos, también se indican los de la corriente límite y de las sobreintensidades de corta duración.

CUADRO I

REGLAS ALEMANAS (1940)

E — interruptor de exterior. I — interruptor de interior. E_a — interruptor de aceite de exterior
 I_n — intensidad nominal en kiloampere; I_o — poder de corte nominal en kiloampere.

Tensión de serie nominal en kV	10	20	30	(45) ¹⁾	60	110	150	220
Tensión de empleo en kV	8 — 11,5	14 — 23	24 — 35	35 — 52	45 — 70	95 — 127	150 — 175	190 — 255
Poder de corte trifásico nominal en MVA	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o	I_n I_o
100	I { 0,4 0,6 } 5,8 E_a { 0,6 1,5 } 11,5	I 0,4 2,9						
200	I { 0,4 0,6 } 11,5 E_a { 1 2 } 11,5	I { 0,4 0,6 } 5,8 E_a { 0,6 1,5 } 11,5	I { 0,4 0,6 } 3,85 E_a { 0,6 1,5 } 11,5					
400	I { 0,6 1 } 23 E_a { 1 2 } 23	I { 0,6 1 } 11,5 E_a { 1 2 } 11,5	I { 0,6 1 } 7,7 E { 1 1 } 7,7					
600	I { 0,6 1 } 34,5 E_a { 1 2 } 34,5	I { 0,6 1 } 17,3 E_a { 1 2 } 17,3	I { 0,6 1 } 11,5 E { 1 1 } 11,5	I 0,6 7,7 E	I 0,6 5,8 E			
1000	I { 0,6 1 } 58 E { 1 2 } 58	I { 0,6 1 } 29 E { 1 2 } 29	I { 0,6 1 } 19,3 E { 1 2 } 19,3		I { 0,6 1 } 9,6 E { 1 1 } 9,6			
1500						I { 0,6 1 } 7,9 E { 1 1 } 7,9	I 0,6 5,8 E	
2500								E 0,6 6,6

1) Estos aparatos sólo se habrían utilizado para el ensanche de las instalaciones existentes y hasta el 31/XII/1944.

CUADRO II

REGLAS INGLESAS

Interruptores de aceite I_n — Intensidad nominal en kiloampere; I_c — Poder de corte bajo tensión nominal en kiloamperios

Tensión nominal de empleo, kV	3,3	6,6	11	22	33	44	66	88	110	132
Poder de corte trifásico simétrico nominal en MVA	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c	I_n I_c
25	0,2 4,4 0,4 4,4 0,6 4,4									
50	0,2 8,75 0,4 8,75 0,6 8,75	0,2 ¹⁾ 4,4	0,2 ¹⁾ 2,6							
75	0,2 13,1 0,4 13,1 0,6 13,1 0,8 13,1	0,2 6,6 0,4 6,6 0,6 6,6	0,2 3,9 0,4 3,9							
100	0,4 17,5 0,6 17,5 0,8 17,5	0,2 8,75 0,4 8,75 0,6 8,75 0,8 8,75	0,2 5,25 0,4 5,25 0,6 5,25 0,8 5,25							
150	0,4 26,3 0,6 26,3 0,8 26,3	0,2 13,1 0,4 13,1 0,6 13,1 0,8 13,1	0,2 7,9 0,4 7,9 0,6 7,9 0,8 7,9							
250	0,4 43,8 0,8 43,8 1,2 43,8	0,4 21,9 0,8 21,9 1,2 21,9	0,4 13,1 0,8 13,1 1,2 13,1	0,2 6,6 0,4 6,6	0,2 4,4					
350		0,4 30,6 0,8 30,6 1,2 30,6 1,6 30,6	0,4 18,4 0,8 18,4 1,2 18,4 1,6 18,4	0,4 9,2 0,8 9,2	0,4 6,1					
500		0,8 43,8 1,2 43,8 1,6 43,8 2 43,8	0,4 26,3 0,8 26,3 1,2 26,3 1,6 26,3 2 26,3	0,4 13,1 0,8 13,1 1,2 13,1	0,4 8,75 0,8 8,75	0,4 6,6 0,8 6,6	0,4 4,4			
750			0,8 39,4 1,2 39,4 1,6 39,4 2 39,4 3 39,4	0,4 19,7 0,8 19,7 1,2 19,7	0,4 13,1 0,8 13,1 1,2 13,1	0,4 9,85 0,8 9,85 1,2 9,85	0,4 6,6 0,8 6,6			
1000				0,8 26,3 1,2 26,3 1,6 26,3	0,4 17,5 0,8 17,5 1,2 17,5	0,4 13,1 0,8 13,1 1,2 13,1	0,4 8,75 0,8 8,75	0,6 6,6	0,6 5,25	
1500				0,8 39,4 1,2 39,4 1,6 39,4	0,4 26,3 0,8 26,3 1,2 26,3	0,4 19,7 0,8 19,7 1,2 19,7	0,4 13,1 0,8 13,1 1,2 13,1	0,6 9,85	0,6 7,9	0,6 6,6
2500							0,8 21,9 1,2 21,9	0,6 16,4	0,6 13,1	0,6 10,9

1) Únicamente para aparatos montados sobre postes.

I_n — Intensidad nominal en kilioampere; I_1 — (1s) e I_3 (5s) -

Tensión nominal en kV	7,5					15					23					34,5					46		
Poder de corte asimétrico tri-fásico nominal en MVA	I_n	I_1	I_3	I_1	I_o	I_n	I_1	I_3	I_1	I_o	I_n	I_1	I_3	I_1	I_o	I_n	I_1	I_3	I_1	I_o	I_n	I_1	I_3
50	0,4 0,6	20 (25) 25	15 (12,5) 20 (12,5)	12 (12,5) 12 (12,5)	4 4	0,6	40 (25) 30 (12,5)	30 (12,5) 12 (12,5)	2														
100						0,6	40	30 (25) 24 (25)	4														
250						0,6 1,2	40 (50) 40 (60)	30 (25) 30 (36)	40 (25) 40 (36)	10 10	0,6 1,2	40 (25) 60 (50)	30 (12) 50 (30)	12 50 (30)	6,3 12,5	0,6 1,2	40 (15) 60 (30)	30 (8) 50 (15)	8 12,5 (15)	4,2 8,4	0,6 0,6	20 (15) 20 (15)	20 (15) 20 (15)
500																							
750																							
1000						1,2 2 3	80 (90) 100 (90) 100	60 (55) 100 (55) 100 (60)	80 (55) 80 (55) 100 (60)	40 40 40													
1500						2 3 4	100 (130) 120 (130) 120 (130)	160 (80) 120 (80) 120 (80)	100 (80) 100 (80) 120 (80)	60 60 60													
2500																							
3500																							
(5000)																							

1) Valores aplicables a la aparatadura blindada, tanto interior como exterior. Esta llamada se suprimió en las reglas 1945.

NOTA. En las reglas 1945 se agregó la duración total de corte: 8 ciclos para las tensiones de 7,5 a 69 kV, 5 ciclos para 115 — 230 kV, 3 ciclos para 230 — 345 kV.

Los valores en negrita se sugirieron como guía para futuros desarrollos. Los valores de I_n se entienden a 60 Hz; a 25 Hz se reemplazará 600 por 700 A, 800 p

DS: Propositiones 1941 y reglas 1945 (ver Nota). — Interruptores de aceite de exterior.

[illegible]

suprimieron las líneas entre [] y se agregaron, o modificaron, ciertos valores: 150 A, 1200 por 1400 A, 2000 por 2250 A, 3000 por 3500 A, 4000 por 4500 A.

Nota. — Interruptores de aceite de exterior.

I_l — Intensidad límite en kiloampere; I_c — Poder de corte nominal en kiloampere.

115						138						161						230						(287,5)						345					
I_n	I_l	I_b	I_i	I_o		I_n	I_l	I_b	I_i	I_c		I_n	I_l	I_b	I_i	I_o		I_n	I_l	I_b	I_i	I_o		I_n	I_l	I_b	I_i	I_o		I_n	I_l	I_b	I_i	I_o	
[0,6 20 20 4,2 2,5]						[0,6 30 20 4,7 3,2]																													
[0,6 30 20 8,4 5]																																			
0,6 ⁽¹⁾ (0,8) 30 (20) 20 (12,5) 12,5 7,5 1,2 ⁽¹⁾ 30 (20) 20 (12,5) 12,5 7,5						0,6 ⁽¹⁾ (0,8) 30 (20) 20 (8) 9,5 (8) 6,3 1,2 ⁽¹⁾ 30 20 9,5 (8) 6,3						(0,8) (20) (12,5) (12,5) (9) 1,2 20 20 (12,5) 12,5 9																							
(0,8) (25) (13,5) (13,5) (12,5)						1,2 ⁽¹⁾ (0,8) 30 (25) 20 (13,5) 15,8 (13,5) 10,5 (0,8) (25) (15,5) (15,5) (14,5)						(0,8) (25) (13,5) (13,5) (12,5)						(0,8) (16) (10) (10) (8)						(0,8) (16) (11) (11) (10)						11,2 20 20 9 6					
21																																			

señalar, o modificaron, ciertos valores: los de las reglas 1945 están entre ().

A. 3000 por 3500 A, 4000 por 4500 A.

REGLAS DE ESTADOS UNIDOS: proposiciones 1941 y reglas 1945 (ver Nota). — Interruptores de

I_n , I_1 , I_3 , I_t , I_e tienen el mismo significado que en el cuadro III a.

Tensión nominal en KV	[2,5]	5	7,5	15
Poder de corte trifásico asimétrico nominal en MVA	I_n I_1 I_3 I_t I_e	I_n I_1 I_3 I_t I_e	I_n I_1 I_3 I_t I_e	I_n I_1 I_3 I_t I_e
10	[0,22]			
15		[0,22] 15 10 12 1,8] [0,42] 15 10 12 1,8]		
25		(0,4) (20) (10) (10) (3) *(0,6) (20) (10) (10) (3) 0,812) 20 20 (10) 20 (10) 3	[0,412) 20 20 20 21 [0,612) 20 20 20 21	
50		*(1,2) (25) (12,5) (12,5) 6 212) 40(25) 40 (12,5) 20 (12,5)6	*(0,6) (25) (12,5) (12,5) *(4) [1,212) 35 35 20 4]	[0,612) 25 25 20 4
75	[3 60 60 40 12]	[21] 50 40 25 9]	[1,21] 40 40 25 6]	[0,61] 40 30 25 3
100			*(0,6) (40) (25) (25) (8) *(1,2) (45) (25) (25) (8) * 2 1) 60 (50) 50 (25) 50 (25) 8	[0,61] 50 30 30 3 [1,21] 60 50 30 3
150				*(0,61) 50 (40) 36 (25) 36 (25) * 1,21 60 50 (37,5) 36 (37,5)
250				*(0,61) 50 30 (25) 50 (25) 1 * 1,21 60 50 (36) 60 (36) 1 * 2, 1) 70 60 (36) 60 (36) 1
350				
500			[31] 80 80 80 28]	0,61) 50 30 50 (30) 2 * 1,21 60 (80) 50 (45) 60 (45) 2 * 2 1) 80 80 (45) 80 (45) 2
1000				* 1,213) 80 (9) 60 (55) 80 (55) 4 [2 133) 100 100 100 4 * 3 133) 100 100 (60) 100 (60) 2
1500				1,213) 100 (110) 80 (70) 100 (70) 6 * 2 133) 100 (150) 100 (80) 100 (80) 6 3 133) 120 (150) 120 (80) 120 (80) 6 * 4 133) 120 (150) 120 (80) 120 (80) 6
2500				

- 1) Valores aplicables a la aparatara blindada, tanto de interior como de exterior. Esta llamada se suprimió en la reglas 1945.
- 2) Interruptores no estancos. Esta llamada se suprimió en las reglas 1945, donde sólo se admiten como no estancos los aparatos 5 kV 25
- 3) Interruptores cuya aislación debe resistir los ensayos especificados para 25 kV. Esta llamada se suprimió en las reglas 1945.
- NOTA. Las líneas entre | han sido suprimidas en las reglas 1945. Los valores entre () han sido agregados en las reglas 1945 o reemplazaron
- La duración total de corte, de acuerdo con las reglas 1945, no deberá ser mayor que 8 ciclos. El asterisco * designa los valores nom
- La duración total de corte, de acuerdo con las reglas 1945, no deberá ser mayor que 8 ciclos. El asterisco * designa los valores nom

CUADRO III b

REGLAS DE ESTADOS UNIDOS: proposiciones 1941 y reglas 1945 (ver Noto). — Interruptores de aceite de interior.

I_n , I_1 , I_5 , I_1 , I_6 tienen el mismo significado que en el cuadro III a.

[2,5]	5					7,5					15					[25]					34,5				
I_n I_1 I_5 I_1 I_5 8 2,4]	I_n I_1 I_5 I_1 I_5 [0,25] 15 10 12 1,8] [0,45] 15 10 12 1,8]	I_n I_1 I_5 I_1 I_5 [0,41] 20 20 20 2] [0,61] 20 20 20 2]	I_n I_1 I_5 I_1 I_5 [0,61] 25 25 20 2] [0,61] 40 30 25 3]	I_n I_1 I_5 I_1 I_5 [0,61] 50 30 30 4] [1,21] 60 50 30 4]	I_n I_1 I_5 I_1 I_5 [0,61] 80 30 50 (30) 20 *1,21] 60 (80) 50 (45) 60 (45) 20 *2 1] 80 80 (45) 80 (45) 20 *1,21] 80 (9) 60 (55) 80 (55) 40 [2 1] 100 100 100 40 *3 1] 100 100 (60) 100 (60) 40 1,21] 100 (110) 80 (70) 100 (70) 60 *2 1] 100 (130) 100 (80) 100 (80) 60 3 1] 120 (130) 120 (80) 120 (80) 60 *4 1] 120 (130) 120 (80) 120 (80) 60																				
60 40 12]	[21] 50 40 25 9]	[1,21] 40 40 25 6]	[0,61] 40 30 25 3]	[0,61] 50 30 30 4] [1,21] 60 50 30 4]	[0,61] 80 30 50 (30) 20 *1,21] 60 (80) 50 (45) 60 (45) 20 *2 1] 80 80 (45) 80 (45) 20 *1,21] 80 (9) 60 (55) 80 (55) 40 [2 1] 100 100 100 40 *3 1] 100 100 (60) 100 (60) 40 1,21] 100 (110) 80 (70) 100 (70) 60 *2 1] 100 (130) 100 (80) 100 (80) 60 3 1] 120 (130) 120 (80) 120 (80) 60 *4 1] 120 (130) 120 (80) 120 (80) 60																				
	</																								

CUADRO IV a

Reglas 1945 de Estados Unidos. — Interruptores sin aceite y de pequeño volumen de aceite, de exterior.
 I_n , I_1 , I_3 , I_1 , I_c tienen el mismo significado que en el cuadro IIIa; $I_3 = I_1$.

Tensión nominal en kV	15	34.5	69	138	230
Poder de corte trifásico asimétrico nominal en MVA	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c
500	1,2 80 45 20	1,2 30 15 8,4			
1000	1,2 90 55 40 3 100 60 40	1,2 60 30 17			
1500	2 130 80 60 4 130 80 60	2 70 40 25	1,2 40 20 12,5	1,2 20 9,5 6,3	
2500				1,2 30 15,8 10,5	1,2 20 9 6,3

Los valores de este cuadro se sugieren como guía para futuros desarrollos y no como de inmediata aplicación.

La duración total de corte no será mayor que 8 ciclos.

Estos valores son para redes de 60 Hz. Las aplicaciones en 25 Hz deben considerarse como especiales.

Los valores de I_n a 25 Hz serán: 1400 en vez de 1200 A, 2250 en vez de 2000 A, 3500 en vez de 3000 A, 4500 en vez de 4000 A.

CUADRO IV b

Reglas 1945 de Estados Unidos. — Interruptores sin aceite de interior.
 I_n , I_1 , I_3 , I_1 , I_c tienen el mismo significado que en el cuadro IIIa; $I_3 = I_1$.

Tensión nominal en kV	2,5	5	7,5	15	34,5
Poder de corte trifásico asimétrico nominal en MVA	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c	I_n I_1 I_3, I_1 I_c
50		* 0.6 25 12,5 6 * 1.2 25 12,5 6			
100		* 0.6 40 25 11,5 * 1.2 45 25 11,5 * 2 50 25 11,5			
150	1,2 60 37,5 35 2 60 37,5 35	* 0.6 40 25 17,5 * 1.2 60 37,5 17,5 1,2 45 25 17,5 * 2 60 37,5 17,5 2 50 25 17,5	0.6 40 22 11,5 1,2 45 22 11,5		
250		1,2 60 36 30 2 70 36 30	* 1,2 60 36 20 * 2 70 36 20	* 0.6 30 14 10 * 1,2 30 14 10 * 2 30 14 10	
500			* 1,2 80 45 40 * 2 80 45 40	1,2 50 27 20 * 1,2 80 45 20	
1000				* 1,2 90 55 40 * 3 100 60 40	* 1,2 60 30 17
1500				* 2 130 80 60 * 4 130 80 60	* 1,2 70 40 25 3 70 40 25
2500				5 190 120 100	

* Valores nominales preferidos.

Los valores en negrita se sugieren para futuros desarrollos.

La duración total de corte no será mayor que 8 ciclos.

Estos valores son para redes de 60 Hz. Las aplicaciones en 25 Hz deben considerarse como especiales.

Los valores de I_n a 25 Hz serán: 700 en vez de 600 A, 1400 en vez de 1200 A, 2250 en vez de 2000 A, 3500 en vez de 3000 A.

16. Duraciones relativas al funcionamiento del interruptor.

1) Duración de apertura: es el tiempo que transcurre desde el instante de la excitación del escape primario o secundario hasta el instante inicial de la separación de los contactos; es mínima cuando el atraso intencional del escape es el menor posible (eventualmente nulo), máxima cuando ese atraso es el mayor posible.

2) Duración del arco: es el tiempo que transcurre desde el instante inicial de la separación de los contactos hasta que se extinguen los arcos de todos los polos.

3) Duración total de corte: es la suma de la duración de apertura y de la duración del arco; es mínima si no hay atraso intencional en el funcionamiento de los escapes y máxima si ese atraso es el mayor posible.

4) Duración de cierre: es el tiempo que transcurre desde el instante de aplicación de la fuente de energía empleada para el cierre hasta que se ponen en contacto los parachispas. Comprende la duración de funcionamiento de los contactores y relés intermedios, que integran el comando.

5) Duración de un ciclo de reenclavamiento automático: es el tiempo que transcurre desde el instante de excitación del escape hasta que los parachispas se vuelven a poner en contacto; es mínima cuando los atrasos intencionales en la apertura y en el cierre son los menores posibles, máxima cuando estos atrasos son los mayores posibles.

17. Placa indicadora.

La placa indicadora tiene que suministrar los siguientes datos:

- A. 1. Nombre del fabricante.
- 2. Designación del tipo, de la serie de fabricación y del número de orden.
- 3. Número de polos y tipo de comando.
- 4. Fecha de fabricación.
- 5. Reglas aceptadas por el fabricante.
- B. 6. Tensión nominal.
- 7. Corriente nominal.
- 8. Frecuencia nominal.
- C. 9. Ciclo de trabajo nominal normal.
- 10. Poder de corte nominal simétrico, asimétrico o los dos, según el caso, en ampere y en MVA.
- 11. Corriente límite simétrica.
- 12. Poder de cierre nominal. ▲

13. *Sobreintensidad de 1 s y, si hay lugar, sobreintensidad de 5 s.*
14. *Duraciones totales de corte mínima y máxima relativas al poder de corte nominal.*
15. *Duraciones mínima y máxima de apertura.*
16. *Duración de cierre con el comando especificado.*
17. *Duraciones mínima y máxima de un ciclo de reenclavamiento automático y número de ciclos (si hay lugar).*

En el grupo A se reúnen los datos relativos al fabricante, a la fabricación y a las reglas que se deben invocar si es necesario, en particular, para saber los valores de las tensiones de ensayos dieléctricos, etc.

En el grupo B se reúnen los datos relativos al funcionamiento en régimen normal.

En el grupo C se reúnen los datos relativos al funcionamiento en corto-circuito. Cuando haya acuerdo sobre un ciclo nominal normal, el punto 9 se podrá suprimir.

En lo que se refiere al punto 10, recordemos que las reglas internacionales e inglesas piden que se indiquen los dos poderes de corte, simétrico y asimétrico; las proposiciones 1941 de Estados Unidos no prevén la indicación del poder de corte (se entiende, asimétrico) sobre la placa ⁽¹⁾.

El punto 11, que existía antes en las reglas alemanas 1937, ha sido suprimido más tarde.

Los puntos 14, 15 y eventualmente 16, no figuran, en nuestro conocimiento, en ninguna de las reglas actualmente válidas o propuestas. Pero por algo es que en la historia del desarrollo de los interruptores el esfuerzo para obtener un corte cada vez más seguro y cada vez más rápido ocupa el primer lugar; la duración total de corte informa sobre la eficacia del aparato en numerosos problemas, en particular en el del calentamiento de las diversas partes del circuito durante el defecto, el de la estabilidad, etc. La indicación de la duración de apertura es indispensable para la determinación conveniente, o por lo menos la apreciación conveniente, de la corriente cortada. Los valores mínimo y máximo tienen en cuenta la posible temporización. La duración de cierre puede ser importante en ciertas maniobras.

⁽¹⁾ Esto ha sido modificado en las reglas 1945.

CAPITULO XI

Influencia de la componente continua de la corriente cortada sobre el poder de corte

1. Introducción.

Como hemos visto, durante largo tiempo, por falsas analogías y sin razón que actualmente pueda considerarse válida, se definió el poder de corte como producto de una corriente por una tensión especificada y por un coeficiente función del número de fases, 1 en mono-, 2 en di- y $\sqrt{3}$ en trifásico. El poder de corte así definido se expresó en kilo- o megavoltampere.

Al principio, la tensión considerada en la definición en MVA variaba considerablemente según el país. Todavía en 1928 se tomaba en Alemania la tensión eficaz en el instante de la separación de los contactos, en Estados Unidos la tensión antes de producirse el defecto, en Suiza la tensión de restablecimiento; las reglas de ciertos países ni siquiera daban indicación sobre la tensión que se debía considerar. Actualmente se está de acuerdo en tomar la tensión de restablecimiento, lo que constituye un progreso indiscutible, aunque la cuestión no está todavía completamente resuelta, pues estimamos que se debería especificar que la dificultad del corte depende de la tensión de restablecimiento entre los contactos del primer polo que corta (ver pág. 315).

La corriente que se consideraba en la definición en MVA era, generalmente, la corriente cortada; hoy se está de acuerdo en tomar la corriente cortada, pero algunos países consideran la corriente cortada simétrica y otros la corriente cortada asimétrica. Tal estado de

cosas hace difíciles, sino imposibles, algunas comparaciones, provocando situaciones tales como la elección, en base a distintas reglas, de diferentes aparatos para el mismo servicio. Es éste el problema que estudiaremos con detención en este capítulo.

2. Posición del problema.

El explotante (ver los capítulos I y XIV) puede determinar la curva de la corriente simétrica de corto-circuito en función del tiempo $I_s(t)$, y, conociendo la duración de funcionamiento de los relés y la total de apertura del interruptor, puede deducir la corriente cortada simétrica, I_{cs} . Por el contrario, el explotante no puede prever el instante en que se producirá el corto-circuito, y debe tener en cuenta la componente continua más desfavorable que pueda existir en el instante inicial de la separación de los contactos.

En esencia el problema es el siguiente: el interruptor corta una corriente total (asimétrica) de A ampere, cuya componente simétrica es de S ampere ($A > S$); ¿debemos hacer intervenir en la definición del poder de corte el valor A , el S o los dos a la vez? Examinemos los diversos casos posibles.

I) Si se indica A , se supone (reglas de Estados Unidos) que — en ausencia de componente continua, por ejemplo a causa de la temporización — el aparato puede cortar una corriente *simétrica* de valor igual a A ; por consiguiente, se admite que desde el punto de vista del corte es indiferente que el valor eficaz de la corriente total cortada aumente a causa del aumento de la corriente simétrica o del aumento de la componente continua.

II) Si se indica S , se supone (práctica frecuente europea) que no se puede cortar una corriente simétrica superior, pero el valor de la componente continua es indiferente.

III) Si se indican a la vez S y A , eso quiere decir que no se puede cortar una corriente simétrica superior a S , ni una corriente simétrica S' , igual o inferior a S , cuando la componente continua es superior a $\sqrt{A^2 - S'^2}$; tal convención (reglas internacionales e inglesas) no tiene ningún interés si $\sqrt{A^2 - S^2}$ es muy pequeño (es decir, A y S muy próximos), porque entonces basta indicar sólo A , ni si $\sqrt{A^2 - S^2}$ es próximo a la mayor componente continua posible, porque entonces basta indicar sólo S . Es interesante observar que en el ejemplo citado por las reglas internacionales $A/S = 1,42$, valor bastante elevado.

El problema estaría resuelto si pudiésemos saber si la presencia de la componente continua hace el corte más difícil, y, en caso afirmativo, en qué grado. Si la agravación del corte es igual a la que causaría un aumento de la componente alterna a igualdad de la corriente total, es lógico indicar la corriente asimétrica; si la componente continua facilita o agrava poco el corte, se indicará la corriente simétrica; en un caso intermedio, podría ser conveniente indicar las dos.

El examen del problema se debe hacer experimentalmente, comparando el corte de corrientes que tengan el mismo valor eficaz de corriente total pero diferentes porcentajes de componente simétrica. No sabemos que se hayan publicado resultados de tales ensayos sistemáticos, que en el estado actual de las instalaciones de laboratorio no deben presentar dificultades insalvables. No obstante, mientras se esperan los resultados de tal estudio experimental, se puede precisar el problema haciendo algunas consideraciones aproximadas teóricas, que si bien no pueden dar la solución definitiva, pueden servir para orientar y para permitir obtener el máximo provecho de los ensayos.

Creemos que el único estudio dedicado especialmente a este punto en la definición del poder de corte fué publicado en 1928 por *Kopeliovitch*, quien consideró corto-circuitos trifásicos y monofásicos, suponiendo que la duración de apertura, aumentada en la de funcionamiento de los relés, variaba entre 0,01 y 0,08 s; examinó las duraciones del arco de 0,02, 0,03 o 0,04 s, siendo $f = 50$ Hz, y admitió que la tensión del arco variaba linealmente con el tiempo. Llegó a la conclusión de que la componente continua no aumenta siempre el trabajo de corte, y en cualquier caso, no tanto como lo haría suponer el aumento del número de MVA al reemplazar la corriente simétrica por la corriente total. Además, la aproximación de dos pasajes consecutivos por cero y la reducción de la tensión en el instante en que se anula la corriente constituyen circunstancias que facilitan el corte, y, según *Kopeliovitch*, es en definitiva la corriente simétrica la que se debería aceptar; cierto número de oscilogramas confirmaban ese resultado. Nos proponemos indicar aquí algunas sugerencias suplementarias al interesante estudio de *Kopeliovitch*.

3. La componente continua en los defectos monofásicos y trifásicos.

Si la componente continua hace más difícil el corte, el primer polo que corta será aquel en que esta componente es mínima; se

deduce que en el caso de un defecto trifásico dicha componente es como máximo igual a $0,5 I_{ms}$, donde I_{ms} es la amplitud de la corriente simétrica.

Supongamos que el defecto se produce en el instante en que una de las tensiones estrelladas es nula; si los amortiguamientos son despreciables, las impedancias a las corrientes directas e inversas son iguales y el neutro está aislado (o el neutro a tierra, pero el defecto sin contacto a tierra); los tres polos pueden cortar simultáneamente, o puede cortar uno solo de ellos, en el que la componente continua es $0,5 I_{ms}$; en este último caso el defecto se transforma en un corto-circuito entre dos fases con una componente continua igual a $0,75 I_{ms}$.

Se ve pues —siempre suponiendo que la componente continua hace más difícil el corte— que en un defecto monofásico la componente continua de la corriente cortada puede ser, frente a la componente simétrica, mayor que en un defecto trifásico. Desde ya resulta una conclusión de primordial interés en lo que se refiere a la elección del interruptor; suponiendo, para fijar las ideas, los amortiguamientos despreciables, si se elige sobre la base de un defecto trifásico, hay que considerar como máximo $I_{t3} = I_{s3} \sqrt{1^2 + (0,5 \sqrt{2})^2} = 1,22 I_{s3}$, mientras que si se elige sobre la base de un defecto monofásico, el máximo es $I_{t1} = I_{s1} \sqrt{1^2 + (\sqrt{2})^2} = 1,73 I_{s1}$. Por consiguiente, —si, para fijar las ideas, admitimos que la corriente cortada varía en razón inversa de la tensión de restablecimiento entre contactos— y designando por U_{rc3} y U_{rc1} las tensiones de restablecimiento entre contactos en los defectos trifásico y monofásico respectivamente, es necesario comparar $I_{t3} = 1,22 I_{s3}$ con $I'_{t3} = 1,73 I_{s1} U_{rc1}/U_{rc3}$ para ver qué defecto interesa para la elección; se supone que tanto I_{t3} como I'_{t3} son inferiores a la intensidad límite.

Estas consideraciones modifican algo las líneas generales para la elección del aparato generalmente adoptadas hasta ahora.

De acuerdo con lo que precede, el circuito monofásico se presta mejor para aclarar experimentalmente la influencia de la componente continua sobre la dificultad de corte, y es el único que consideraremos.

4. Posibilidades de un estudio teórico de la influencia de la componente continua sobre la dificultad del corte.

Vamos ahora a aplicar los procedimientos y resultados de los párrafos 5 y 6 del capítulo II al estudio de la influencia de la com-

ponente continua sobre la dificultad del corte. Los parámetros variables, cuya influencia hay que considerar, son especialmente el amortiguamiento de la componente simétrica, el amortiguamiento de la componente continua y las diferentes formas de la caída de tensión en el arco. Nos limitaremos al caso en que la caída de tensión en el arco es constante; despreciaremos el amortiguamiento de la componente simétrica, poco importante, pero examinaremos rápidamente la influencia del amortiguamiento de la componente continua. Para colocarnos en un caso muy desfavorable, supondremos siempre que el corto-circuito se produce en el instante en que la tensión es nula, ya que entonces es máximo el mayor valor de cresta de la corriente.

Supongamos primero que el amortiguamiento de la componente continua es despreciable. Se pueden presentar diferentes casos según el instante en que se produce la separación de los contactos; admitamos primero que los contactos comienzan a separarse cuando la f.e.m. es nula. En la **fig. 197** se ha representado en trazo punteado la corriente reducida de retorno correspondiente a una tensión de arco $e_a = 0,2 E_m$, elegida a título de ejemplo.

De acuerdo con lo que se ha visto en los párrafos 5 y 6 del capítulo II, se encuentran, en función de e_a/E_m , los valores de k' (nos limitaremos al caso en que la frecuencia es de 50 Hz), $u_{c\max}/E_m$, ζ y t_a/T (donde t_a designa la duración del arco hasta su primer pasaje por cero y T el período de la f.e.m.) consignados en el cuadro II.

Consideremos ahora el caso en que no hay componente continua,

colocándonos en condiciones análogas a las del caso anterior, es decir, suponiendo que los contactos se separan en el instante en que la tensión es nula ($\theta = \pi/2$, **figs. 26 y 27**, capítulo II) y admitiendo que la intensidad eficaz I' de la corriente simétrica considerada es igual a I_t , intensidad eficaz de la corriente *total* asimétrica del caso precedente. Se tiene $I_t = \sqrt{(I_s\sqrt{2})^2 + I_s^2} = I_s\sqrt{3}$,

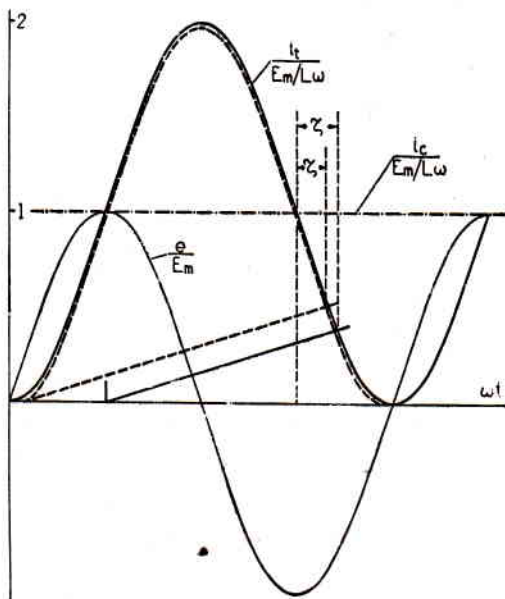


Fig. 197

donde I_s es la intensidad eficaz de la corriente simétrica del defecto cuya corriente eficaz total es I_t ; la nueva corriente simétrica es pues $\sqrt{3}$ veces mayor que la anterior relativa a la **fig. 197**. La duración de la primera alternancia del arco es inferior a un cuarto de periodo y el arco no se puede extinguir, persistiendo forzosamente durante la alternancia siguiente; son estas dos alternancias las que se deben comparar con la alternancia única considerada cuando existía la componente continua, porque las probabilidades de extinción del arco, respecto a la distancia a que se pueden alejar los contactos mientras dura el arco, se hacen más próximas, aunque —al menos para $e_a/E_m \leq 0,3$ — siguen siendo mayores en el caso del defecto con componente continua, en el que la duración del arco es la mayor.

De las **figs. 29 y 30** del capítulo II se deducen k' , ζ , $u_{c\max}/E_m$, ζ' e indirectamente t_a/T . Consignamos esos valores en el cuadro I; los de k' están multiplicados por $\sqrt{3}$.

CUADRO I

	$\frac{e_a}{E_m}$	0	0,01	0,05	0,1	0,2	0,3	0 4
Sin componente continua.	$\frac{t_a}{T}$	0,25	0,25	0,24	0,23	0,21	0,19	0,175
Primera alternancia	k^1	0	0,026	0,13	0,26	0,47	0,62	0,78
(fig. 29, cap. II, $\theta = \pi/2$)	ζ^0	0	1	4	8	15,5	21	26,5
Sin componente continua.	$\frac{t_a}{T}$	0,5	0,5	0,5	0,49	0,48	0,47	0,45
Segunda alternancia	k^1	0	0,052	0,295	0,58	1,07	1,39	1,53
(fig. 30, cap. II, ζ de la primera alternancia)	$\frac{u_{c\max}}{E_m}$	2	2,01	2,05	2,08	2,03	1,92	1,81
	$\zeta^1 0$	0	1	5,5	10,5	21	32,5	45

Suponiendo que la tensión del arco es la misma durante las dos alternancias, la comparación de los funcionamientos con o sin componente continua da (cuadro II):

CUADRO II

	$\frac{e_a}{E_m}$	0	0,01	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4
Con componente continua (fig. 197). Primera alternancia	t_a / T	1	0,95	0,87	0,82	0,73	0,66	0,59
	$\frac{u_{c \max}}{E_m}$	0	0,78	1,41	1,85	2,18	2,23	2,05
	k^1	0	0,1	0,48	0,84	1,28	1,41	1,31
	$\zeta^1 0$	-90	-72	-48,5	-30	-15	+15	+34
	$A = k \frac{u_{c \max}}{E_m}$		0,078	0,68	1,55	2,8	3,15	2,7
Sin componente continua. Primera y segunda alternancias (cuadro I).	t_a / T	0,75	0,75	0,74	0,72	0,69	0,66	0,62
	$\frac{u_{c \max}}{E_m}$	2	2,01	2,05	2,08	2,03	1,92	1,81
	k^1 (1)	0	0,08	0,425	0,84	1,54	2	2,3
	$\zeta^1 0$	0	1	5,5	10,5	21	32,5	45
	A		0,16	0,87	1,75	3,1	3,85	4,5

Consideremos ahora el caso en que los contactos se separan en el instante en que la f.e.m. es máxima. Cuando no hay componente continua estamos en el caso en que $\theta = 0$, tratado en la **fig. 28** del capítulo II; se recordará que los valores de k' tomados de dicha figura o de la **fig. 29** del mismo capítulo deben multiplicarse por $\sqrt{3}$. Cuando existe la componente continua, los valores de k' , $u_{c \max}/E_m$, ζ y t_a/T se determinan a partir de la **fig. 197** trazando las rectas de la corriente reducida de retorno, como la representada en trazo continuo para $e_a/E_m = 0,2$, valor elegido a título de ejemplo, y procediendo como se indicó en el parágrafo 5 del capítulo II.

Comparando este caso con el precedente, en el que la separación de los contactos empezaba cuando la f.e.m. era nula, se ve que la duración de la primera alternancia disminuye si existe la componente continua y aumenta en caso contrario y, para mayor generalidad, haremos esta vez una comparación aproximada sobre la base de una alternancia, exista o no la componente continua, aunque las probabilidades de extinción son superiores cuando existe la componente continua, porque la duración del arco es mayor y los contactos se alejan más (cuadro III).

(1) Sumamos los valores de k' en las dos alternancias, aunque debería considerarse sólo parte de la energía relativa a la primera alternancia, en vista de la deionización parcial en el primer pasaje de la corriente por cero.

CUADRO III

	$\frac{e_a}{E_m}$	0	0,01	0,05	0,1	0,2	0,3
Con componente continua (fig. 197) Una alternancia	t_a / T	0,75	0,71	0,65	0,63	0,55	0,51
	$\frac{u_{c \max}}{E_m}$	0	0,59	1,25	1,64	2,18	2,3
	k^i	0	0,1	0,46	0,86	1,49	1,92
	ζ^{10}	-90	-74	-53	-49	-20	-3
	A		0,059	0,575	1,4	3,25	4,4
Sin componente continua. Una alternancia (fig. 29, cap. II, $\theta = 0$, o fig. 28), cap. II	t_a / T	0,5	0,5	0,48	0,45	0,41	0,38
	$\frac{u_{c \max}}{E_m}$	2	2,01	2,03	2,02	1,9	1,7
	k^i	0	0,049	0,24	0,47	0,73	0,79
	ζ^{10}	0	1,6	8,3	16,5	31,5	44,5
	A		0,097	0,49	0,94	1,38	1,35

Puede plantearse esta pregunta: ¿qué pasa si el arco no se extingue tan rápidamente como hemos admitido? Una simple inspección de la **fig. 197** nos dice que en la alternancia siguiente las condiciones son más favorables para la extinción si existe componente continua, sobre todo para pequeñas tensiones de arco; es fácil proseguir el estudio en el caso de mayores duraciones del arco.

Sería necesario examinar más a fondo la influencia del instante inicial de la separación de los contactos. Pero los dos casos considerados pueden bastar en un primer estudio, cuya finalidad principal es orientar.

Se observa que cuando las tensiones de arco son pequeñas, la componente continua, si bien aumenta la energía desprendida en el arco, disminuye la tensión instantánea de restablecimiento, y por consiguiente puede hacer el corte más fácil. La experiencia es la única que puede decidir; habría interés en tratar de poner en evidencia una función A que tradujese la severidad del corte. Se podría admitir $A = k^p (u_{c \max}/E_m)^q$ donde p y q estarían fijados por la experiencia para cada tipo de interruptor. Si para fijar las ideas hacemos $p = q = 1$, la «severidad» A en los funcionamientos comparados es la que figura en los cuadros II y III.

CUADRO IV

Duración de apertura más duración de funcionamiento del relé.	0,04 s				0,06 s				0,1 s			
	0,01	0,05	0,1	0,2	0,01	0,05	0,1	0,2	0,01	0,05	0,1	0,2
$\frac{e_a}{E_m}$												
t_a / T	0,81	0,77	0,73	0,66	0,78	0,74	0,71	0,64	0,73	0,70	0,67	0,61
$\frac{u_o \max}{E_m}$	1,25	1,67	1,97	2,2	1,4	1,74	2	2,19	1,57	1,84	2,04	2,2
k^1	0,095	0,43	0,77	1,18	0,086	0,40	0,69	1,07	0,08	0,35	0,66	1,03
A	0,12	0,72	1,52	2,6	0,12	0,69	1,4	2,35	0,13	0,66	1,35	2,25
Sin componente con inus—A	0,145	0,79	1,6	2,8		0,75	1,5	2,7	0,13	0,7	1,4	2,5

Del examen hecho parece deducirse que si las tensiones de arco son pequeñas, la presencia de la componente continua facilita el corte, pero lo agrava si las tensiones de arco son elevadas. Por lo tanto es probable que el papel de la componente continua varíe con el tipo de interruptor.

Al hacer la hipótesis de que la componente continua tiene amortiguamiento nulo, nos colocamos en un caso límite cuyo interés práctico se debe examinar. La constante de tiempo T de la componente continua es en general máxima en los defectos en los bornes del alternador, en los que varía entre 0,04 s y 0,5 s aproximadamente. Consideremos el caso en que $T = 0,3$ s, y examinemos sucesivamente los casos en los que la separación de los contactos comienza al cabo de 0,04, 0,06 y 0,1 s aproximadamente, suponiendo que el instante inicial de la separación coincide con el instante en que empieza la mayor alternancia de la corriente.

En el caso en que el amortiguamiento de la componente continua es despreciable, la comparación de la severidad del corte sobre la base de la misma corriente total cortada nos ha conducido a multiplicar por 1,73 el valor de la corriente simétrica de corto-circuito en ausencia de componente continua. Por supuesto, la presencia del amortiguamiento disminuye este coeficiente; la constante de tiempo es lo bastante pequeña como para que se pueda admitir que la componente continua no varía durante la alternancia considerada, siendo su valor $I_s \sqrt{2} \exp [-(t + 0,01)/0,3]$, donde t toma sucesivamente los valores 0,04, 0,06 y 0,1 s. Se tendrá así que multiplicar la corriente simétrica por $\sqrt{1 + \{\sqrt{2} \exp [-(t + 0,01)/0,3]\}^2}$, o sea respectivamente por 1,56, 1,50 y 1,40.

Los valores característicos del corte en presencia de la componente continua están resumidos en el cuadro IV.

Estos valores se pueden comparar con los relativos al corte sin componente continua del cuadro II, porque la duración del arco es del mismo orden. Pero los valores de k' y A del cuadro II se deben reducir en la relación 1,56/1,73, 1,50/1,73 y 1,40/1,73 respectivamente; los valores de A que resultan figuran en la última línea del cuadro IV.

Dado que la comparación se hace en base a la corriente total, la relación de los valores A_s (sin componente continua) y A_{as} (con componente continua) debería ser igual a 1,73 si la componente continua no afecta el corte, y a 1 si lo afecta en la misma forma que la componente alterna simétrica. De modo que el cuadro IV parecería in-

dicar que la componente continua afecta el corte casi en la misma proporción que la componente alterna. Sin embargo no lo entendemos así, porque la relación A_s/A_{as} llega hasta 0,31 (cuadro III), lo que indicaría que la componente continua puede afectar la dificultad de corte mucho más que la alterna, hecho no confirmado por la experiencia de explotación aún en los Estados Unidos (casi nunca se multiplica el poder de corte simétrico por un coeficiente mayor que 1,4). Por consiguiente no existe una relación simple entre A_s/A_{as} y la influencia de la componente continua sobre la dificultad de corte; otras fórmulas para el valor de A darán tal vez mejor resultado. En definitiva, es prudente suponer que la relación A_s/A_{as} tendría que ser netamente inferior a 1 para admitir que la componente continua afecta la dificultad de corte en el mismo grado que la simétrica, y netamente superior a 1,73 para admitir que la componente continua no afecta el corte. Para los valores vecinos de 1 no es posible pronunciarse, y por eso hemos conservado, por ahora, para el caso en que el decremento existe, las conclusiones deducidas en el caso ideal sin decremento, a saber, que es razonable admitir que, por lo menos cuando las tensiones de arco son pequeñas, la componente continua no agrava el corte.

Repitamos que el estudio que acabamos de hacer, forzosamente muy incompleto, si bien muestra la posibilidad de un estudio teórico, no pretende imponer conclusiones. Consideramos que si provoca una discusión y llama la atención de los especialistas sobre la necesidad de elegir, para un tipo dado de interruptor, entre el poder de corte simétrico, el asimétrico o ambos —pero entendiéndose que cada elección excluye las otras— habremos alcanzado nuestra finalidad.

CAPITULO XII

Reglas relativas al calentamiento, a las distancias de aislación y a los ensayos dieléctricos, de poderes de corte y de cierre, de sobreintensidad de corta duración admisible, y de solidez mecánica

1. Ensayo de calentamiento (ensayo de tipo).

El ensayo de calentamiento se hace en un aparato instalado del mismo modo que en servicio normal. Se determina el calentamiento de los circuitos principales por la corriente nominal a la frecuencia nominal, y el de los circuitos auxiliares por la corriente nominal o tensión nominal, a la frecuencia nominal, de acuerdo con las condiciones de servicio especificadas.

Los conductores que llevan la corriente al aparato ensayado no deben producir ningún calentamiento suplementario apreciable.

El ensayo debe durar hasta que el calentamiento sea constante; se lo admite tal si la temperatura no sube más de 1°C por hora. Para abreviar el ensayo se puede hacer pasar una corriente (o aplicar una tensión) mayor que la nominal hasta sobrepasar ligeramente los valores límites admisibles del calentamiento; después se aplica el valor nominal y se observa el descenso de las temperaturas hasta que permanezcan constantes.

Las medidas de temperatura se pueden hacer con un termómetro de dilatación de mercurio o de alcohol (es preferible este último si se temen corrientes de Foucault apreciables en el mercurio), con un termómetro de resistencia, con un par termoeléctrico, o, si se trata de bobinas que no están en corto-circuito, por variación de la resistencia. Los bulbos de los termómetros de mercurio o de alcohol se cubren frecuentemente con delgadas hojas de estaño.

Los elementos termométricos aplicados contra la superficie del cuerpo cuya temperatura se mide se suelen calorifugar, pero hay que

cuidar que la superficie calorifugada sea muy pequeña frente a la total de enfriamiento del cuerpo ensayado.

Las reglas de Estados Unidos fijan las dimensiones de los tapones de fieltro para calorifugar en 4 x 5 cm y 3 mm de espesor para grandes aparatos, pero autorizan fieltros más pequeños en aparatos pequeños.

La medida de la temperatura de las bobinas por variación de la resistencia no es admitida universalmente; las reglas francesas y alemanas la autorizan.

Cuando los límites de calentamiento se determinan por variación de las resistencias se admiten valores superiores en 5° C a los obtenidos con el elemento termométrico.

Tal criterio, adoptado por las reglas francesas, es justo, ya que el método por variación de las resistencias da siempre resultados superiores a los termométricos; los valores indicados en el cuadro I del párrafo 3 se entienden para medidas con el elemento termométrico.

La fórmula que da el calentamiento por variación de la resistencia es, para los arrollamientos de cobre

$$\Delta \theta = \frac{R_2 - R_1}{R_1} (235 + \theta_1) + \theta_1 - \theta_a$$

donde θ_1 es la temperatura inicial del arrollamiento, θ_a la ambiente y R_2 y R_1 las resistencias del arrollamiento al final y al principio del ensayo, respectivamente.

Para los arrollamientos de aluminio se toma 245 en lugar de 235.

El método sólo da resultados pasablemente exactos si se pueden medir las resistencias con gran exactitud, ya que al error ϵ en la medida de las resistencias corresponde un error ϵ' considerablemente mayor, igual sensiblemente a $2\epsilon (235 + \theta_c)/\Delta \theta$ en la medida de $\Delta \theta - (\theta_1 - \theta_a)$.

Se ve que para $\theta_1 = 25^\circ\text{C}$ y $\Delta \theta = 50^\circ\text{C}$, se tiene $\epsilon' = 12\epsilon$.

2. Determinación de la temperatura ambiente durante el ensayo.

El valor de la temperatura ambiente se obtiene tomando el promedio de las lecturas hechas durante el último cuarto de hora del ensayo en tres termómetros, colocados uno 30 cm más arriba del interruptor, otro 30 cm más abajo (en el caso de aparatos colocados sobre el suelo, se pone el segundo elemento termométrico a 30 cm por encima del suelo o de la placa de base) y el tercero a una altura intermedia, pero a una distancia no mayor de 30 cm del interruptor.

Para evitar los errores debidos a la inercia térmica del aparato

CUADRO I

REGLAS	francesas	de Estados Unidos	Inglesas	Alemanas
Temperatura ambiente admitida, en °C	40° (máxima)	40° (máxima)	35° (media) 40° (máximo)	35° (máxima)
Parte del aparato	Calentamientos límites			
Aceite	40	30		≤ 2000A: 30 > 2000A: 40 ⁸⁾ 45
Conductores desnudos				
Conductores en el aceite			< 200A ⁶⁾ : 30 > 200A ⁶⁾ : 40 < 800A: 40 > 800A: 50	
Contactos limpios en el aire	35	30		
Contactos limpios en el aceite		30		≤ 2000A: 35 > 2000A: 45
Bobinas en el aire aislación de clase O ¹⁾	35	35 (bobinas de tensión) 50 (bobinas de intensidad)	40 o 45 ⁷⁾	60
A ²⁾	50	50	50 o 55 ⁷⁾	60
hilo esmaltado	50	50 ³⁾	65 o 75 ⁷⁾	60
B ³⁾	70	70	85 o 95 ⁷⁾	60
D ⁴⁾			65 o 75 ⁷⁾	60
Bobinas en el aceite	75		40 o 50 ⁷⁾	60
Bobinas desnudas		70		65
Motores de comandos	valores fijados por las reglas relativas a los motores			
Otras partes		70		

- 1) Algodón, seda o materias análogas no impregnadas ni sumergidas en líquido aislante.
- 2) Como O pero impregnadas.
- 3) Mica, amianto, etc, aglomerados.
- 4) Impregnados con resinas sintéticas.
- 5) Según las reglas 1945 de Estados Unidos el esmalte aplicado a los conductores pertenece a la aislación de clase A.
- 6) Para interruptores hasta 500 MVA inclusive; para interruptores de poder de corte superior a 500 MVA se tomará 400 en lugar de 200 A.
- 7) El primer valor corresponde al servicio continuo, el segundo al servicio intermitente.
- 8) También para ≤ 2000 A si hay bobinas* bajo aceite.

cuando varía la temperatura ambiente, se sumerge el elemento termométrico en un recipiente con aceite cuya inercia térmica se hace crecer con la del aparato ensayado. El menor de estos recipientes consiste en un cilindro metálico de 25 mm de diámetro y 50 mm de altura, en el que se practica una cavidad que se llena de aceite, donde se introduce el termómetro.

Salvo en lo que se refiere a la indicación de que las medidas se deben hacer durante el último cuarto de hora del ensayo, que sólo se encuentra en las reglas francesas y alemanas, el modo operatorio se ha tomado de las reglas de Estados Unidos. Entre las diversas reglas existen otras pequeñas diferencias. En lo que se refiere a la disposición de los termómetros, las reglas francesas y alemanas colocan termómetros a mitad de altura alrededor del interruptor, a 1 o 2 m de éste en las reglas francesas y aproximadamente a 1 m en las alemanas; se los protege contra las corrientes de aire y la radiación directa del aparato ensayado. Según las reglas inglesas se utilizan por lo menos dos termómetros colocados de modo que midan la temperatura ambiente máxima y la mínima, y se toma el promedio. Las mismas reglas especifican que los termómetros deben estar sumergidos en una botella que contenga aceite; la capacidad de la botella debe ser de alrededor de 0,3 l.

3. Calentamientos límites.

Damos en el cuadro I los principales valores de los calentamientos límites admitidos por las diferentes reglas nacionales; las diferencias existentes, aunque a veces sorprenden por su importancia, son en general lo suficientemente reducidas como para creer posible una unificación internacional.

Habría que unificar no solamente los calentamientos sino también las partes del aparato para las que se fijan los calentamientos.

Los valores indicados corresponden en principio a los interruptores de aceite.

Las temperaturas límites a que pueden llegar los diversos órganos se obtienen agregando la temperatura ambiente máxima a los calentamientos límites.

Según las reglas alemanas, los calentamientos límites pueden ser aumentados en tanto que no se sobrepase la temperatura límite.

Las reglas francesas y de los Estados Unidos dicen que los calentamientos límites son constantes con tal que la temperatura ambiente durante el ensayo sea inferior a 40°C, según las reglas francesas, o

comprendida entre 10°C y 40°C, según las reglas de Estados Unidos ⁽¹⁾.

Cuando la temperatura ambiente sobrepasa la máxima admitida hay que recurrir a convenciones especiales.

Cuando la altura es superior a 1000 m (3300 pies) las reglas de Estados Unidos admitieron provisoriamente la reducción de los calentamientos límites en 0,4 % por cada 100 m en exceso sobre 1000 m ⁽²⁾; las reglas inglesas prevén una reducción de 1 % por cada 300 m sobre el nivel del mar, sin aplicar ninguna reducción mientras la altura es inferior a 1000 m.

4. Distancias de aislación. Ensayos dieléctricos.

Creemos que el problema de la aislación de un interruptor no puede ser tratado separadamente, sino que se debe considerar el aparato como uno de los elementos de la red, y las especificaciones relativas a la aislación del interruptor sólo tienen sentido si van comprendidas dentro de las especificaciones correspondientes a todos los elementos de la red. En consecuencia el problema debería ser considerado en el cuadro de las reglas generales relativas a la aislación; pero como hasta el presente las reglas existentes sobre interruptores incluyen párrafos sobre la aislación, lo consideraremos aquí.

Las distancias mínimas de aislación recomendadas por las reglas inglesas y alemanas están consignadas en los cuadros II y III respectivamente.

5. Influencia de la altura.

Como se indica en el capítulo X, párrafo 4, las reglas sólo valen si la altura es inferior a 1000 m. En caso contrario se debe aumentar la tensión nominal del interruptor a utilizar en una red de tensión normal de empleo dada, dividiendo la primera por un coeficiente k que se toma de la tabla siguiente:

⁽¹⁾ Las reglas 1945 especifican que si todas las superficies de contacto en el aparato son de plata o similares, la temperatura ambiente puede alcanzar 55°C. Durante los ensayos dicha temperatura puede medirse fuera de la celda de ensayo, a condición de no ser superior a 40°C; en este caso los aumentos de temperatura son los del cuadro I si los contactos son de cobre, o 15°C mayores si todas las superficies de contacto en el aparato son de plata o similares, con tal que la temperatura no sobrepase en estas condiciones 90°C para la aislación de clase O, 105°C para la de clase A y 125°C para la de clase B.

⁽²⁾ Las reglas de Estados Unidos 1945 abandonan esta especificación admitiendo como necesarias convenciones especiales y adoptando el siguiente cuadro de reducción de las intensidades nominales cuando crece la altura:

altura, m	≤ 1000	1200	1500	3000
factor de reducción	1	0,996	0,990	0,960

Los grandes intervalos entre las intensidades nominales normales sucesivas (capítulo X, párrafo 6), la poca precisión de las medidas termométricas y la falta de precisión en la fijación de los calentamientos límites, nos hacen creer que el cuadro no tiene razón de ser.

CUADRO II

Distancia en el aire en mm.						
Tensión nominal en kV	Aparatos de interior			Aparatos de exterior		
	Altura mínima del aislador $P_o \leq 500$ MVA $P_o > 500$ MVA A1) B2)	Distancia mínima a tierra $P_o \leq 500$ MVA $P_o > 500$ MVA A1) B2)	Distancia mínima entre polos o bornes del mismo polo $P_o \leq 500$ MVA $P_o > 500$ MVA A1) B2)	(Distancia mínima		
				a tierra	entre polos	entre bornes del mismo polo
0,6	51 89	51 63	51 89	1273) 152	1783) 254	1783) 229
1	127	76	127	203	356	279
11	178	114	178	305	457	356
19	203	140	241	356	584	457
26	222	140	356	356	838	635
36		222		533	1092	813
44				686	1346	1016
60				838	1600	1192
72				991	1981	1473
110				1219		
150				1627	2473	1956
175						
220						

1) **Valores mínimos** que se pueden utilizar en cualquier circunstancia.

Recomendaciones en las condiciones más difíciles, por ejemplo en presencia de vapores conductores, depósitos, etc. y cuando hay sobretensiones excesivas.

para interruptores de poder de corte inferior o igual a 500 MVA.

CUADRO III REGLAS ALEMANAS (1940)

Tensión de serie nominal en kV	Distancias en el aire en mm.			Distancias en el aceite en mm.	
	Interrupciones interior exterior		Explosor 1) en paralelo c	A tierra, a la superficie libre del aceite, entre conductores, entre distintas partes del conductor de un mismo polo en estado abierto, salvo la carrera 2)	alturas del aceite sobre el contacto fijo
	a	b			
1	40				90
2	75				100
3	100				120
6 3)	125	180	110	40	90
10	180	260	170	50	100
20	260	360	235	60	120
30	360	470	330	90	180
(45) 4)	560	580	420	120	240
60	470				
110	800	1000	750		
150		1450	1000		
220		2200	1450		
400					

- 1) En aparatos de exterior de cuba única, con aisladores equipados con explosores, la distancia entre conductores debe ser por lo menos la c); en cambio, entre distintas partes del conductor de un mismo polo en estado abierto vale la columna b).
- 2) Estos valores no rigen para aparatos auxiliares dentro del aceite fuera de la zona de acción del arco.
- 3) Únicamente para aparatos de construcción cerrada y blindados.
- 4) Estos aparatos sólo se habrían utilizado para el ensanche de las instalaciones existentes y hasta el 31/XII/1944.

altura, m	≤ 1000	1200	1500	3000
k	1	0,98	0,95	0,80

Tal proceder se admite en las reglas francesas y de Estados Unidos. Según la reglas inglesas, si la altura está comprendida entre 1000 y 3000 m se eligen las distancias de aislación correspondientes a la tensión nominal inmediatamente superior, y si la altura es mayor de 3000 m las correspondientes a la tensión nominal que sigue a ésta.

6. Ensayos dieléctricos a la frecuencia de empleo.

a) Ensayo en seco ⁽¹⁾; circuitos principales.

La aplicación de la tensión de ensayo en las condiciones especificadas no debe producir ni perforación ni contorno ni ningún calentamiento local sensible.

1) Valor de la tensión de ensayo. Los valores de la tensión de ensayo se entienden a 20° C, presión normal y humedad absoluta de 11 g/m³; dependen esencialmente del sistema de coordinación y de los niveles de aislación adoptados.

Las reglas alemanas adoptan los valores 10 U_n , si $U_n < 2,5$ kV, y $(2,2 U_n + 20)$ kV, si $U_n > 2,5$ kV; la tensión de contorno debe ser superior por lo menos en 10 % a la tensión de ensayo; U_n designa la tensión de serie. Creemos que, especialmente en tensiones moderadas, estos valores son preferibles a los que resultan de la fórmula $(2,25 U_n + 2)$ kV que figura en las reglas inglesas (ensayos hechos por el constructor), francesas y de Estados Unidos (provisorias, 1941) hasta 161 kV ⁽²⁾, mientras que para tensiones mayores estas últimas indican:

⁽¹⁾ Según las reglas de Estados Unidos la temperatura de ensayo debe ser la supuesta en el funcionamiento normal o la que se alcanza en las condiciones de los ensayos comerciales.

⁽²⁾ Las reglas 1945 de los Estados Unidos han aumentado los valores para $U_n \leq 23$ kV:

U_n , kV	MVA	Tensión de ensayo, kV
2,5	25 - 50	15
	> 50	19
5	≥ 25	19
7,5	25 - 150	26
	> 150	36
15	25 - 250 ⁽¹⁾ } > 250 - 500 ⁽¹¹⁾ } ≥ 500 ⁽¹¹¹⁾	{ 36 - aparatos de interior 50 - aparatos de exterior
23	sin distinción	50 60

⁽¹⁾ aparatos de aceite y de aire;

⁽¹¹⁾ aparatos de aceite tripolares de cuba única y aparatos de aire comparables;

⁽¹¹¹⁾ aparatos de aceite tripolares de cubas separadas y aparatos de aire comparables.

$U_n = 196 \text{ kV}$

tensión de ensayo: 425 kV

230

485

288

590

345

690

En los ensayos de recepción después de la instalación, las reglas inglesas prevén $(2 U_n + 2) \text{ kV}$.

Los resultados de explotación dan una prueba de que las tensiones $(2,25 U_n + 2) \text{ kV}$ son insuficientes a tensiones bajas y aún medias.

Las proposiciones de Estados Unidos del año 1941 para las tensiones de ensayo de los aisladores de paso dan valores superiores a los preconizados para los interruptores

U_n	2,5	5	8,7	15	23	34,5	46	69	92	115	138	161	196	230	287,5	345
U_{ensayo} { aislador de paso de exterior	21	27	35	50	70	95	120	175	225	280	335	385	465	545	680	810
{ aislador de paso de interior	20	24	30	45	60	80										

Las tensiones adoptadas por las reglas inglesas para los ensayos de los aisladores de paso (1931) son también superiores a las tensiones de ensayo de los interruptores

U_n	3,3	6,6	11	22	33	44	55	66	88	110	132	165	220
U_{ensayo}	16	22	30	55	80	106	132	170	210	265	330	425	525

Por el contrario las reglas alemanas adoptan las mismas tensiones para los ensayos de los interruptores y de los aisladores de paso.

Las reglas alemanas especifican que la tensión de contorno debe ser superior por lo menos en 10 % a la tensión de ensayo. Creemos útil dicha especificación en razón de la dispersión de los resultados que existe normalmente en los ensayos de contorno o perforación.

2) Frecuencia de ensayo. *El ensayo se hará a la frecuencia nominal, o en su defecto a cualquier frecuencia comprendida entre 25 y 100 Hz.*

3) Forma de onda. *La onda debe ser prácticamente sinusoidal, con un coeficiente de deformación menor de 5 %.*

Esta definición de la onda sinusoidal se admite en las reglas francesas.

4) Estado de los aparatos. *Los aparatos deben estar completamente instalados, en condiciones normales de marcha. Deben ser nuevos y estar secos y limpios.*

Observemos que hace algún tiempo la insuficiencia de la aislación de los interruptores de tensiones nominales relativamente bajas

condujo a algunos explotantes a pedir ensayos de aislación después del funcionamiento del aparato según su ciclo nominal, o por lo menos después de un corte a su poder nominal. Pero es probable que se pueda prescindir de tal ensayo gracias a la tendencia actual de coordinar la aislación y, en consecuencia, de aumentar los niveles de aislación de los interruptores, especialmente a tensiones bajas y medias.

5) Puntos de aplicación de la tensión de ensayo. *Estando el aparato en posición abierta se aplica la tensión de ensayo sucesivamente entre cada borne del mismo y las partes metálicas a tierra, estando todos los otros bornes conectados entre sí y a tierra. Se repiten los ensayos en posición cerrada entre cada borne de un polo y las partes metálicas a tierra, estando los bornes de los otros polos conectados entre sí y a tierra* ⁽¹⁾.

6) Modo de aplicación de la tensión de ensayo. *La tensión se eleva de manera continua o por saltos menores del 5 % del valor final, hasta llegar a la tensión de ensayo. Se considera que el ensayo comienza cuando se llega al valor total de la tensión de ensayo. La duración de la puesta bajo tensión no debe ser inferior a 10 segundos, contados a partir del momento en que la tensión aplicada es igual aproximadamente a la mitad de la tensión de ensayo. La duración del ensayo es de un minuto.*

La duración de la puesta bajo tensión indicada está de acuerdo con las reglas alemanas, que especifican que no se deben observar chispas deslizantes para tensiones inferiores al 80 % de la tensión de ensayo. Las mismas reglas aumentan la duración del ensayo a 5 minutos cuando los aisladores de paso están hechos de material fibroso o de material cerámico relleno de aceite o de compoud.

Según las reglas inglesas se empieza por aplicar una tensión igual a alrededor de un tercio de la tensión de ensayo y se la eleva tan rápidamente como lo permite la lectura de la tensión en el aparato de medida.

⁽¹⁾ Las reglas 1945 de Estados Unidos reducen el número de los ensayos aplicando la tensión: 1) en la posición cerrada, simultáneamente a todos los bornes (aislación a tierra); 2) en la posición abierta, simultáneamente a los bornes de un lado, estando los bornes del otro lado a tierra (aislación entre los contactos abiertos); 3) en la posición cerrada, a los bornes de una fase, estando los bornes de las otras fases a tierra (aislación entre fases). En los aparatos tri- o tetrapolares se aplica la tensión a la o las fases interiores. No se exige este ensayo sobre aparatos monopolares ni cuando la distancia de aislación entre fases es mayor que entre los bornes del mismo polo.

Según las reglas francesas la puesta bajo tensión se debe obtener en unos 20 segundos.

7) Medida de la tensión. *La medida se hace de acuerdo con las prescripciones especiales relativas a los ensayos a alta tensión.*

b) Ensayo bajo lluvia; circuitos principales (ensayo de tipo).

Este ensayo se aplica solamente a los interruptores de exterior. La lluvia debe tener una dirección a 45° de la vertical y un gasto que se fijará entre 2,5 y 5 mm de altura de agua por minuto. La resistividad del agua debe estar comprendida entre 9000 y 11000 Ω cm.

Según el proyecto de reglas (1941) de Estados Unidos ⁽¹⁾ el gasto de agua es de 2,5 mm/min., según las francesas de 3 mm/min. y según las inglesas de 5 mm/min. Según las reglas francesas e inglesas la resistividad del agua debe estar comprendida entre 9000 y 11000 Ω cm, y según las de Estados Unidos debe ser de 12000 Ω cm. Estas últimas reglas especifican que si la resistividad es diferente hay que dividir la tensión de ensayo por un coeficiente k que damos a continuación

ρ Ω cm.	3000	4000	5000	6000	8000	10000	12000	20000
k	1,28	1,19	1,13	1,10	1,04	1,02	1,00	0,99

1) Valor de la tensión de ensayo. *Depende esencialmente del sistema de coordinación y de los niveles de aislación adoptados. No se debe producir contorno a la tensión de ensayo.*

Las reglas inglesas y francesas especifican $(2 U_n + 1)$ kV, que es una tensión demasiado pequeña. El proyecto de reglas de Estados Unidos (1941) aplica la misma fórmula para tensiones inferiores o iguales a 161 kV; para tensiones superiores dichas reglas indican ⁽¹⁾

U_n	196	230	288	345
U_{ensayo}	377	430	520	615

Las proposiciones 1941 de Estados Unidos relativas a los aisladores de paso recomiendan para los aisladores de paso de exterior los siguientes valores (duración del ensayo: 10 segundos)

U_n	2,5	5	8,7	15	23	34,5	46	69	92	115	138	161	196	230	287,5	345
U_{ensayo}	20	24	30	45	60	80	100	145	190	230	275	315	385	445	555	665

⁽¹⁾ Las reglas 1945 especifican que el ensayo dieléctrico bajo lluvia se debe efectuar sobre los aisladores de paso para exterior pero no sobre los interruptores montados porque no agrega ningún dato sobre la aislación del interior del aparato que no haya sido puesto en evidencia por el ensayo en seco a la frecuencia industrial y por el ensayo de choque.

2) Frecuencia de ensayo: *como en a).*
 3) Forma de onda: *como en a).*
 4) Estado de los aparatos: *Los aparatos deben estar completamente montados en condiciones normales de marcha; deben ser nuevos. La lluvia se empezará a aplicar por lo menos 5 minutos antes del comienzo del ensayo.*

5) Puntos de aplicación de la tensión de ensayo: *como en a).*

6) Modo de aplicación de la tensión de ensayo: *como en a), pero la duración del ensayo será sólo de 30 segundos.*

Según las reglas francesas la duración del ensayo es de 1 minuto, como en el ensayo en seco; según las proposiciones 1941 de reglas de Estados Unidos es de 10 segundos ⁽¹⁾.

c) Ensayo de los circuitos auxiliares. *Para las bobinas se aplicará una tensión de $(2 U_n + 1)$ kV, con un mínimo de 2 kV. La duración del ensayo será de 1 minuto.*

En los ensayos de los motores hay que aplicar las reglas relativas a las máquinas eléctricas.

7. Ensayo de choque (ensayo de tipo).

La introducción del ensayo de choque se va generalizando.

Las reglas alemanas especifican:

Tensión 50 % de contorno (+ 1/50) en kV			
Tensión de serie en kV	Aparatos de		Explosores
	interior	exterior	
1	40	—	—
3	60	—	—
6 ⁽¹⁾	80	—	—
10	90	115	90
20	115	150	130
30	150	200	165
(45)	200	260	220
60	260	320	270
110	430	530	450
150	—	760	585
220	—	1130	820

⁽¹⁾ Solamente para aparatos cerrados y blindados.

⁽¹⁾ Ver llamada de la pág. 346.

Las proposiciones 1941 de Estados Unidos para aisladores de paso recomiendan ⁽¹⁾:

Tensión nominal en kV	Tensión de ensayo $\pm 1,5/40$	
	Aislador de paso de exterior	Aislador de paso de interior
2,5	60	45
5	75	60
8,7	95	75
15	110	110
23	150	150
34,5	200	200
46	250	
69	350	
92	450	
115	550	
138	650	
161	750	
196	900	
230	1050	
287,5	1300	
345	1550	

⁽¹⁾ Las reglas 1945 admiten para los interruptores los mismos valores salvo las siguientes modificaciones:

U_n , kV	MVA	Tensión de ensayo Aparatos de	
		interior	exterior
2,5	25 - 50	45 (30)	45
	> 50	60 (45)	60
5	≥ 25	60 (45)	60
7,5	25 - 150	75 (60)	75
	> 150	95 (75)	95
15	25 - 250 ⁽¹⁾ }	95 (75)	110
	> 250 - 500 ⁽¹¹⁾ }		
	≥ 500 ⁽¹¹¹⁾	110 (95)	110

⁽¹⁾ aparatos de aceite y de aire;

⁽¹¹⁾ aparatos de aceite tripolares de cuba única y aparatos de aire comparables;

⁽¹¹¹⁾ aparatos de aceite tripolares de cubas separadas y aparatos de aire comparables.

Los valores entre paréntesis se refieren únicamente a los interruptores de aire de soplado magnético. Representan la práctica actual, si bien están por debajo de los niveles básicos de aislación. Se tiene la intención de aumentar estos valores en cuanto sea factible.

8. Ensayo de los poderes de corte y cierre. (Ensayo de tipo).

1) Estado del aparato. *El interruptor debe estar completamente instalado, tal como funcionará en servicio normal. Su comando debe estar accionado en las condiciones especificadas por el constructor.*

2) Modalidad del ensayo. *En los ensayos del poder de corte simétrico los aparatos de cuba única se deben ensayar siempre como una unidad completa. Los aparatos multipolares de polos separados se ensayarán también de preferencia como unidad completa; pero se pueden efectuar ensayos sobre un solo polo a condición de que el polo se encuentre en las mismas condiciones que en el ensayo completo, no solamente desde el punto de vista eléctrico (tensión de restablecimiento entre contactos, corriente cortada) sino también en lo que se refiere a la velocidad de cierre, velocidad de apertura, presencia del fluido extintor en el dispositivo de extinción de los arcos, potencia y solidez del comando y rigidez de la estructura.*

Los ensayos del poder de corte asimétrico podrán hacerse sobre un solo polo aún en los aparatos de cuba única.

3) Tensión de ensayo. *La tensión en cualquiera de las fases no se debe apartar en más de 5 % del valor medio.*

La tensión aplicada se puede ajustar para obtener la tensión de restablecimiento deseada, pero sin sobrepasar el 135 % de esta última, o el 135 ($1,5/\sqrt{3}$) % de la misma en el ensayo bajo tensión compuesta de una instalación trifásica de un solo polo de un aparato tripolar.

4) Frecuencia del ensayo. *La frecuencia del ensayo será la nominal ± 25 %.*

5) Factor de potencia. *El factor de potencia del circuito de ensayo no debe ser mayor de 0,15 y los valores medidos en las diferentes fases no deben diferir en más del 25 % del valor medio.*

Para la determinación del factor de potencia, ver el capítulo IX, parágrafo 11, e.

6) Circuito de ensayo. *El circuito de ensayo se debe adoptar de común acuerdo entre las partes interesadas, y debe estar representado en el informe del ensayo, especialmente en lo que se refiere a los puntos a tierra.*

7) Ciclos de ensayo. *Los ciclos de ensayo deben basarse en un ciclo nominal de trabajo y deben extenderse sobre toda la gama de corrientes cortadas inferiores a la nominal. Los ciclos de ensayo normales son:*

Ciclos de ensayo 1, 2 y 3: 0 — 3 min. — 0 — 3 min. — 0 o

8. Ensayo de los poderes de corte y cierre. (Ensayo de tipo).

1) Estado del aparato. *El interruptor debe estar completamente instalado, tal como funcionará en servicio normal. Su comando debe estar accionado en las condiciones especificadas por el constructor.*

2) Modalidad del ensayo. *En los ensayos del poder de corte simétrico los aparatos de cuba única se deben ensayar siempre como una unidad completa. Los aparatos multipolares de polos separados se ensayarán también de preferencia como unidad completa; pero se pueden efectuar ensayos sobre un solo polo a condición de que el polo se encuentre en las mismas condiciones que en el ensayo completo, no solamente desde el punto de vista eléctrico (tensión de restablecimiento entre contactos, corriente cortada) sino también en lo que se refiere a la velocidad de cierre, velocidad de apertura, presencia del fluido extintor en el dispositivo de extinción de los arcos, potencia y solidez del comando y rigidez de la estructura.*

Los ensayos del poder de corte asimétrico podrán hacerse sobre un solo polo aún en los aparatos de cuba única.

3) Tensión de ensayo. *La tensión en cualquiera de las fases no se debe apartar en más de 5 % del valor medio.*

La tensión aplicada se puede ajustar para obtener la tensión de restablecimiento deseada, pero sin sobrepasar el 135 % de esta última, o el $135 (1,5/\sqrt{3})$ % de la misma en el ensayo bajo tensión compuesta de una instalación trifásica de un solo polo de un aparato tripolar.

4) Frecuencia del ensayo. *La frecuencia del ensayo será la nominal ± 25 %.*

5) Factor de potencia. *El factor de potencia del circuito de ensayo no debe ser mayor de 0,15 y los valores medidos en las diferentes fases no deben diferir en más del 25 % del valor medio.*

Para la determinación del factor de potencia, ver el capítulo IX, parágrafo 11, e.

6) Circuito de ensayo. *El circuito de ensayo se debe adoptar de común acuerdo entre las partes interesadas, y debe estar representado en el informe del ensayo, especialmente en lo que se refiere a los puntos a tierra.*

7) Ciclos de ensayo. *Los ciclos de ensayo deben basarse en un ciclo nominal de trabajo y deben extenderse sobre toda la gama de corrientes cortadas inferiores a la nominal. Los ciclos de ensayo normales son:*

Ciclos de ensayo 1, 2 y 3: 0 — 3 min. — 0 — 3 min. — 0 0

O — 15 s — O, según el ciclo nominal normal adoptado, sucesivamente a 8 % — 12 %, 24 % — 36 %, 48 % — 72 % del poder de corte nominal simétrico.

Ciclo de ensayo 4: O — 3 min. — CO — 3 min. — CO o CO — 15 s — CO, según el ciclo nominal normal adoptado, al menos a 100 % del poder de corte nominal simétrico y a 100 % del poder de cierre nominal.

En los ensayos 1, 2, 3 y 4 la componente continua no debe sobrepasar el 20 % de la componente alterna.

Los ciclos anteriores y la restricción relativa a la componente continua están especificados en las reglas internacionales. Las reglas inglesas admiten, para los interruptores de poder de corte simétrico mayor que 500 MVA, que en los ensayos 3 y 4 la componente continua I_c pase del 20 % de la alterna I_s , a condición de reducir la tensión de restablecimiento relativa al ensayo según curvas dadas, cuya forma es aproximadamente la de las curvas $\frac{u'_{c\ max}}{u_{c\ moy}} \left(\frac{I_c}{I_{sm}} \right)$ con $\cos \varphi$ como parámetro, representadas en la **fig. 32** del capítulo II, parágrafo 6. Se admite así que la componente continua hace el ensayo más severo.

Si en el ensayo 4 la componente continua pasa del 20 %, o si el amortiguamiento de la corriente de corto-circuito es tal que para obtener la tensión de restablecimiento y la corriente cortada especificadas hay que tener una tensión aplicada o una corriente establecida superiores al 110 % o inferiores al 100 % de la tensión nominal o del poder de cierre nominal, las reglas internacionales e inglesas autorizan a hacer separadamente los ensayos de corte y cierre del ensayo 4:

ensayo 4 a (cierre) C — 3 min. — C o C — 15 s — C

4 b (corte) O — 3 min. — O — 3 min. — O o O — 15 s — O

No se podrá volver a poner en condiciones el aparato entre los ensayos 4 a y 4 b salvo si, por razones de comodidad, se introduce una apertura después de cada cierre del ensayo 4 a; esta apertura se puede hacer con una tensión de restablecimiento y una corriente cortada inferiores a los valores especificados; no se admitirán valores superiores a los especificados a menos que el constructor esté de acuerdo.

Entre cada ciclo de ensayo se admite poner en condiciones el interruptor de acuerdo con lo que se ha dicho en el parágrafo 14 del capítulo X.

Ciclo de ensayo 5: $O - 3 \text{ min.} - O - 3 \text{ min.} - O \text{ o } O - 15 \text{ s} - O$, según el ciclo nominal normal adoptado, a por lo menos 100 % del poder de corte asimétrico especificado, debiendo ser la componente simétrica igual al poder de corte simétrico, si este último se especifica junto con el asimétrico; en caso contrario, la componente continua será por lo menos igual a 110 % de la alterna (valor eficaz) efectuándose el ensayo sobre un solo polo.

Las reglas inglesas limitan la componente continua en el ciclo de ensayo 5 a por lo menos 50 % de la alterna ⁽¹⁾, es decir, limitan el valor eficaz de la corriente total a por lo menos 1,12 veces el de la corriente simétrica, lo que es insuficiente. Las reglas alemanas prevén para los aparatos de corte rápido (duración total de corte inferior a 0,1 s) que la componente continua debe ser por lo menos igual a 50 % de la amplitud de la corriente simétrica, o sea que la corriente total eficaz debe ser por lo menos 1,23 veces la corriente simétrica, valor todavía demasiado pequeño. Con la proposición emitida la corriente eficaz total es sensiblemente 1,5 veces la simétrica.

En los ciclos de ensayo 1, 2, 3 y 5 se admite introducir una operación de cierre antes de cada apertura. La corriente establecida y la tensión aplicada en el cierre pueden ser inferiores a los valores especificados, pero sólo pueden ser superiores si el constructor lo consiente.

Las condiciones de funcionamiento del aparato deben ser las especificadas en el parágrafo 14, capítulo X.

9. **Ensayo de sobreintensidad de corta duración admisible (ensayo de tipo).**

El ensayo se puede efectuar obteniendo la sobreintensidad con cualquier tensión. La frecuencia del ensayo no debe diferir en más del 10 % de la nominal. Después del ensayo el interruptor debe ser capaz de soportar su corriente nominal y de efectuar su ciclo de trabajo especificado.

10. **Ensayo de solidez (ensayo de tipo).**

El interruptor pronto para funcionar, provisto de su comando, debe soportar, sin que su circuito principal esté bajo tensión, mil

⁽¹⁾ En los interruptores de más de 500 MVA se admite que si la componente continua en una de las aperturas es menor que 50 %, pero el promedio de dichas componentes en la fase más asimétrica de cada uno de los tres cortes es mayor que 50 %, el ensayo es satisfactorio.

aperturas y mil cierres. Después del ensayo el aparato no debe presentar ningún desgaste, deformación o falta de regulación ni ningún otro desperfecto que sea perjudicial para su funcionamiento ulterior.

En los aparatos de comando eléctrico el calentamiento del motor o del solenoide del comando no debe pasar de los límites prescriptos; este ensayo de calentamiento puede consistir en diez cierres sucesivos a la tensión normal de funcionamiento.

CAPITULO XIII

Reglas relativas a los comandos

1. Comandos.

Existen reglas especiales que fijan el sentido usual del movimiento de los órganos de maniobra. Cuando la posición del interruptor está indicada por lámparas de señalamiento, se recomienda que la lámpara roja designe la posición cerrada y la verde la posición abierta. La posición del órgano de maniobra respecto a las lámparas debe ser tal que se encuentre próximo a la lámpara roja cuando se haya realizado el cierre del aparato y a la lámpara verde cuando se haya realizado la apertura del aparato.

a) Comando manual directo o a distancia. *Es un comando en el que el cierre se efectúa a mano por medio de un dispositivo mecánico, como ser una palanca o un volante; si este dispositivo está fijo al bastidor del interruptor, el cierre es manual, directo; si este dispositivo no está fijo sobre el interruptor y obra sobre el mecanismo de este último por intermedio de órganos de transmisión tales como bielas, palancas, cadenas de Gall, etc., el cierre es manual, a distancia.*

Las reglas alemanas limitan el uso de los comandos manuales a los interruptores de poder de corte inferior a 200 MVA y de poder de cierre inferior a 30 kA.

En los comandos con fuente de energía se acostumbra conservar un comando manual como comando auxiliar; entonces hay que prever dispositivos de seguridad que impidan el cierre por los medios nor-

males cuando se cierra a mano; además, el comando manual debe ser de disparo libre mecánico.

b) Comando eléctrico. *Es un comando en el que el cierre es efectuado por un solenoide o motor eléctrico maniobrado generalmente por un contactor auxiliar. Hay que especificar la naturaleza de la corriente, y los valores nominales de la tensión, de la corriente y, si la corriente es alterna, de la frecuencia.*

Los valores normales de la tensión nominal de alimentación son de preferencia 110 y 220 V. El funcionamiento del comando debe ser correcto, aún cerrando sobre un corto-circuito, para cualquier valor de la tensión comprendido entre 90 % y 105 % de la tensión nominal.

Algunas reglas especifican como límites 85 % y 110 % de la tensión nominal.

c) Comando neumático. *Es un comando en el que el cierre es efectuado por un órgano accionado por aire comprimido. Debe funcionar correctamente para una presión del aire comprendida entre 80 % y 110 % del valor especificado.*

d) Comando por resorte. *Es un comando en el que el cierre se obtiene por acción de un resorte previamente armado sobre el dispositivo de cierre. Hay que indicar la forma de armar el resorte; si se hace por medio de un motor eléctrico, se deben indicar la naturaleza de la corriente y los valores nominales de la tensión, de la corriente y, si hay lugar, de la frecuencia.*

e) Comando por contrapeso. *Es un comando en el que el cierre se obtiene por acción de un contrapeso, previamente elevado, sobre el mecanismo de cierre. Se debe indicar la forma de elevar el contrapeso; si se hace por medio de un motor eléctrico hay que indicar la naturaleza de la corriente y los valores nominales de la tensión, de la corriente y, si hay lugar, de la frecuencia.*

2. Escapes.

a) Disparo libre. *El interruptor se llama de disparo libre cuando su dispositivo de disparo automático puede funcionar independientemente de los medios utilizados para el cierre. Un interruptor en posición cerrada debe poseer siempre la energía necesaria para efectuar correctamente la apertura. El disparo libre puede ser mecánico y/o eléctrico.*

b) Relé. *Es un aparato destinado a producir una modificación dada en un circuito (aquí en el circuito del escape) cuando se realizan ciertas modificaciones en el mismo circuito o en otro distinto (aquí sólo interesa el último caso).*

Se distingue entre relés primarios y secundarios según que sus arrollamientos estén en serie en el circuito principal del interruptor o estén alimentados por ese circuito por intermedio de transformadores de intensidad o de tensión.

El relé se llama de contacto en trabajo si cierra el circuito del escape y de contacto en reposo si abre el corto-circuito en que está normalmente el escape.

c) Escape. *Es el dispositivo que actúa mecánicamente sobre el enclavamiento del interruptor para provocar la apertura.*

Se distingue entre escapes: 1) primarios, si sus arrollamientos están alimentados directamente por el circuito principal del interruptor, 2) secundarios, si están alimentados por el circuito principal por intermedio de transformadores de intensidad o de tensión, y 3) de emisión, si están alimentados por una fuente independiente. Los escapes pueden ser a máximo de intensidad o a mínimo de tensión; los primeros actúan por aumento y los segundos por disminución de la excitación.

d) Valores característicos de los escapes primarios o secundarios a máximo de intensidad.

1. Frecuencia nominal. *Es la frecuencia para la que se establece el escape y a la que debe ser alimentado.*

2. Corriente nominal. *Es la corriente que debe poder soportar el escape de manera permanente sin que su calentamiento pase de los límites prescritos en el capítulo XII, parágrafo 3. Esta condición no rige si el escape está normalmente en corto-circuito por un relé. En los escapes secundarios la corriente nominal debe ser de 5 A.*

3. Consumo (sólo para escapes secundarios). *Es la potencia aparente del escape recorrido por la corriente nominal a la frecuencia nominal. Se indicarán los límites entre los cuales varía al variar la regulación del escape.*

4. Sobreintensidades admisibles en un corto-circuito.

α) corriente límite dinámica: *es el mayor valor de cresta que puede soportar el escape desde el punto de vista de los esfuerzos mecánicos; en los escapes primarios debe ser por lo menos igual a la corriente establecida, pero en los escapes secundarios el valor a elegir depende considerablemente de las características de los transformadores de intensidad que los alimentan.*

β) corriente límite térmica: *es el mayor valor eficaz de la corriente que puede soportar el aparato en un intervalo de tiempo dado, de preferencia igual a 1 s, sin que el calentamiento pase de los límites admitidos. En los escapes primarios la corriente límite térmica*

debe ser mayor o igual a la sobreintensidad de corta duración admisible, pero en los escapes secundarios el valor a elegir depende considerablemente de las características de los transformadores de intensidad que los alimentan.

5. Intensidad de funcionamiento. La intensidad de funcionamiento es el menor valor de la corriente para el cual funciona el escape. Se debe poder regular entre a % y b % de la corriente nominal permitiéndose una tolerancia de ε %, donde ε varía con la precisión deseada.

A título de ejemplo $a = 125$, $b = 180$, $\varepsilon = 10$ (escapes ordinarios) o 5 (escapes de semi-precisión).

6. Duración de funcionamiento del escape. Es el tiempo que transcurre entre el instante inicial de la excitación y el instante de la liberación del bloqueo del interruptor, permitiéndose una tolerancia especificada. Se distingue entre:

α) escape de acción instantánea: el funcionamiento empieza cuando la corriente llega al valor fijado, sin atraso intencional.

β) escape de acción diferida: el funcionamiento ocurre con cierto atraso, producido intencionalmente, después que la corriente ha llegado al valor fijado. Se distingue entre el atraso independiente, que es constante cualquiera que sea la intensidad, y el atraso inverso, que disminuye cuando la intensidad aumenta. El atraso puede ser inverso hasta cierta intensidad e independiente (o nulo) para intensidades superiores. Frecuentemente el atraso es regulable. El constructor debe suministrar las curvas duración de funcionamiento-intensidad y las tolerancias correspondientes. Si hay lugar, se indicará la influencia de la temperatura.

7. Corriente de retorno. La corriente de retorno es el valor eficaz de la corriente por debajo de la cual el escape de acción diferida deja de funcionar y vuelve a su posición de reposo. Para que ello ocurra el descenso de la corriente de un valor superior o igual a la corriente de funcionamiento a un valor inferior o igual a la corriente de retorno se debe producir en los primeros 75 % de la duración de funcionamiento del escape.

A título de ejemplo indicamos la corriente de retorno igual a 0,8 de la corriente de funcionamiento con una tolerancia ε % a fijar según la precisión del escape.

e) Valores característicos de los escapes a mínimo de tensión.

1. Frecuencia nominal: como en d1).

2. Tensión nominal: es la tensión para la cual se establece el

arrollamiento del escape. En el caso de escapes secundarios alimentados por transformadores de tensión será de 110 V.

3. Límites de funcionamiento. *La apertura automática se debe producir para una tensión inferior a a % de la tensión nominal y no debe producirse si la tensión permanece superior a b % de la tensión nominal; a título de ejemplo, $a = 40$, $b = 65$.*

4. Duración de funcionamiento del escape: *es el tiempo que transcurre entre el instante inicial de la desexcitación y el instante de la liberación del bloqueo del interruptor. El escape puede ser de acción instantánea o, gracias a dispositivos especiales, de acción diferida; en este último caso el constructor indicará las curvas duración de funcionamiento-tensión.*

5. Tensión de cierre: *es el valor c % de la tensión nominal al cual se debe elevar la tensión para que, habiendo sido rearmado el escape, se pueda operar el cierre del interruptor; a título de ejemplo, $c = 80$.*

6. Tensión de retorno: *es el valor al que debe volver la tensión en un tiempo dado, para evitar que el escape de acción diferida funcione. La tensión de retorno depende de la tensión durante el defecto. El constructor suministrará los datos correspondientes.*

f) Valores característicos de los escapes de emisión.

1. Frecuencia nominal, *si hay lugar: como en d 1).*

2. Tensión nominal: *es la tensión para la que se establece el arrollamiento del escape. El escape debe funcionar correctamente para valores de la tensión comprendidos entre a % y b % de la nominal. A título de ejemplo, $a = 80$, $b = 110$.*

Los valores normales de la tensión nominal serán 24, 48, 110 o 220 V.

3. Duración de funcionamiento: *es el tiempo que transcurre entre el instante inicial de la excitación y el instante de la liberación del bloqueo del interruptor. El escape es de acción instantánea.*

CAPITULO XIV

Elección del interruptor

1. Elementos de la elección.

Al elegir el interruptor, el explotante debe considerar:

A. *Interruptor*. — a) 1. Tipo del aparato: de aceite, con aislamiento de aceite o de cerámica, neumático, etc.

2. Adaptación al uso: interruptor de exterior, de interior, para equipos industriales.

3. Protección particular contra agentes exteriores; condiciones anormales de instalación o de mantenimiento.

4. Clase de circuito; número de polos.

5. Modo de instalación, distancias a conservar, espacio ocupado.

b) 1. Corriente nominal.

2. Frecuencia nominal.

3. Tensión nominal.

4. Ciclo nominal de trabajo.

4a. Reenclavamiento automático.

5. Poder de corte nominal.

6. Corriente límite.

7. Corriente establecida; poder de cierre nominal.

8. Sobreintensidad admisible de 1 s.

8a. Sobreintensidad admisible de 5 s.

9. Duración de apertura.

10. Duración total de corte.

B. *Comando*. — Se elige el modo de funcionamiento. En particular, en todos los comandos que tienen un motor eléctrico de acción directa o indirecta, o un solenoide, se considerará:

1. Naturaleza de la corriente.
2. Tensión nominal.
3. Corriente nominal.
4. Frecuencia nominal, si hay lugar.

En los comandos de aire comprimido se considerará la presión de la distribución y el gasto necesario.

Cualquiera que sea el comando elegido hay que considerar la duración del cierre.

En la elección del comando puede ser importante especificar si el poder de cierre se debe entender con o sin bloqueo; en ausencia de indicación se entenderá con bloqueo.

C. *Escape*. — Se considerará el tipo del escape.

a) Escape a máximo de intensidad instantáneo, primario o secundario.

1. Frecuencia nominal.
2. Corriente nominal.
3. Límites de consumo (sólo para escapes secundarios).
4. Corriente límite dinámica.
5. Corriente límite térmica.
6. Límites de regulación de la corriente de funcionamiento.
7. Duración de funcionamiento.

b) Escape a máximo de intensidad diferido, primario o secundario.

1 a 6. Como en b). Además

7. Curvas de temporización.
8. Corriente de retorno.

c) Escape a mínimo de tensión instantáneo, primario o secundario.

1. Frecuencia nominal.
2. Tensión nominal.
3. Límites de funcionamiento.
4. Tensión de cierre.
5. Duración de funcionamiento.

d) Escape a mínimo de tensión diferido, primario o secundario.

1 a 4. Como en d). Además

5. Curvas de temporización.
6. Curvas de tensión de retorno.

- e) Escape de emisión.
- 1. Naturaleza de la corriente.
- 2. Tensión nominal.
- 3. Frecuencia nominal, si hay lugar.
- 4. Duración de funcionamiento.

Además, para que el constructor pueda disponer del mayor número de datos posible, sería de desear que se indicara el esquema de la red donde va a funcionar el aparato, indicando el lugar de instalación, los sistemas de protección adoptados, las características de los generadores, transformadores y receptores (potencia aparente, tensiones nominales, y, si es posible, ciertos datos de construcción, como reactancias, etc.) así como de las líneas (disposición de los conductores, longitud, sección, etc.).

El constructor debe indicar en el catálogo todos los datos que permitan la elección, es decir, los datos relativos a los puntos que se acaban de enumerar, abstracción hecha de los datos considerados como especiales que responden al punto A a 3. Además el constructor podrá agregar todos los datos que estime interesantes para aumentar la confianza del explotante, por ejemplo, la presión del ensayo a la sobrepresión de la cuba de los interruptores de aceite, las distancias de aislación, etc.

2. Las reglas y la elección del aparato.

Ciertas reglas nacionales traen algunos datos relativos a la elección del interruptor y la C.E.I. tiene la intención de preparar un folleto que trate dicho tema. Es indudablemente útil dar ciertas directivas, pero en nuestra opinión éstas no se deben limitar a algunos casos ultra-simples, que dan al explotante la falsa impresión de que la elección de un interruptor es un problema generalmente fácil; por ejemplo, las reglas inglesas de 1937 contienen ejemplos de gran simplicidad, pero que no se pueden considerar suficientes. Además hay que saber apreciar la exactitud con que se pueden estimar, por ejemplo, las diversas reactancias dadas y la influencia de esta exactitud en los valores calculados. Gran número de accidentes se deben no a una mala construcción sino a una mala elección. Para elegir un interruptor no basta considerar la red existente en el momento de la compra sino que hay que considerar las posibles modificaciones en un futuro razonable. En efecto, si bien las modificaciones de la instalación servida pueden afectar sólo la corriente nominal del interruptor, la corriente cortada por el mismo depende esencialmente de las modificaciones pro-

ducidas en la red entre el punto de instalación y los generadores. Se entiende que el cálculo comprende gran número de aproximaciones y a veces es inútil tratar de hacer determinaciones más exactas; porque siempre habrá que redondear los resultados para elegir un aparato normalizado fabricado en serie. Pero manejar las aproximaciones es el arte del ingeniero; hay que saber acumularlas para no llegar a gastos inútilmente exagerados o a elegir un aparato con poca seguridad. No vemos ningún interés en la tendencia de «simplificar» al extremo los cálculos con la única finalidad de ponerlos al alcance de todo el mundo o de «acelerarlos» al máximo, porque el precio de los interruptores permite generalmente la intervención de personas especializadas y, cuando los cálculos son numerosos, el empleo de la tabla de cálculo.

Notemos al pasar —por no corresponder el tratamiento del problema a esta obra— que la ampliación de una red no significa forzosamente un cambio de interruptor. Puede, en efecto, ser preferible limitar la corriente de corto-circuito, por ejemplo, mediante una modificación conveniente del esquema de la instalación, o por inserción de bobinas de reactancia. En la protección de las derivaciones de pequeña potencia, puede asimismo ser preferible conservar el interruptor existente, de poder de corte insuficiente, coordinándolo con un fusible montado en serie, de poder de corte conveniente.

3. Discusión de los puntos Aa 1 - Aa 5 del párrafo 1. Tipo del interruptor.

a) Los puntos A a 2, 4 y 5 no presentan dificultades particulares. En lo que se refiere al punto A a 1 hay que guiarse por la seguridad de la explotación, el peligro de incendio y el precio. En Europa, los interruptores de aceite son los más utilizados para poderes de corte pequeños y tensiones medias y bajas, a causa de sus precios reducidos; pero también se emplean cada vez más los interruptores de aire de exterior y sobre todo de interior, y los aparatos de pequeño volumen de aceite, sobre todo de exterior. Los aparatos de agua, de interior, se emplean poco. En Inglaterra y Estados Unidos predominan todavía netamente los interruptores de aceite, con la excepción de los aparatos de aire de soplado magnético, bastante utilizados en Estados Unidos en tensiones reducidas.

En lo que se refiere al punto A a 3, se consultará el párrafo 4 del capítulo X. En el caso de humedad excesiva, polvos conductores, vapores, etc. puede ser necesario recurrir a una de las soluciones siguientes:

- 1) elegir para el servicio de interior un aparato de exterior;
- 2) ya sea en el servicio de interior o de exterior, elegir un aparato de tensión nominal superior a la inmediatamente superior o igual a la de empleo (ver más adelante, A b 3), o limitarse a la elección de aisladores previstos para una tensión superior;
- 3) elegir una construcción protegida.

Las medidas deben tomarse de acuerdo con el constructor y teniendo en cuenta la coordinación de la aislación.

4. **Discusión de los puntos Ab 1 - Ab 3. Corriente, frecuencia y tensión nominales.**

A b 1. *Corriente nominal*: debe ser tal que los calentamientos especificados de las diversas partes del aparato no sean sobrepasados. Si la corriente de carga es prácticamente constante, la corriente nominal del interruptor debe ser igual o inmediatamente superior a ella; si la corriente de carga es variable, es necesario buscar la corriente ficticia constante térmicamente equivalente (ver también A b 3).

A b 2. *Frecuencia nominal*: es la normal de empleo.

A b 3. *Tensión nominal*: teóricamente es la tensión igual o inmediatamente superior a la normal de empleo. Pero la experiencia de explotación ha demostrado que —debido a la insuficiencia de la aislación a las ondas de impulso (capítulo III, párrafos 2 y 3)— se suelen utilizar en tensiones pequeñas y medias, inferiores a unos 20 kV, aparatos de tensión nominal notablemente mayor que la normal de empleo, «saltando» una o dos tensiones en la escala de tensiones normales. Indudablemente la elevación de los niveles de aislación, que se traduce por la elevación de las tensiones de ensayo, (ver capítulo XII, párrafos 6 y 7) terminará con esta práctica en un futuro no muy lejano. Además está el caso de las instalaciones antiguas, cuya tensión de empleo corresponde a un valor actualmente abandonado de la tensión nominal. Finalmente, las diferencias entre las tensiones nominales de los diversos países también pueden ser responsables por una diferencia entre la tensión de empleo y la nominal del interruptor, si el material ha sido comprado en varios países.

La elección de un aparato de tensión nominal netamente superior a la de empleo no es siempre simple. Es fundamental conocer, para el tipo de interruptor elegido, como varía la corriente cortada con la tensión de restablecimiento entre contactos o la de restablecimiento. Si consideramos las tres hipótesis enunciadas en el capítulo IX, párrafo 9, resulta que para los aparatos que obedecen a la hipótesis I (la corriente cortada I_c permanece constante cuando la tensión de res-

tablecimiento entre contactos varía entre amplios límites) el poder de corte nominal en MVA del aparato a elegir deberá crecer proporcionalmente a la tensión nominal, mientras que para los aparatos que responden a las hipótesis II (I_c varía en forma inversamente proporcional a U_r) y III (I_c varía en forma inversamente proporcional a U_{re}) el poder de corte nominal en MVA no tendrá que variar al modificar la tensión nominal en tanto que no se sobrepase la corriente límite; en caso contrario habrá que elegir un aparato de poder de corte mayor, multiplicando el valor en MVA por U'/U_e , donde U' es el menor valor de la tensión para el cual se conserva todavía el poder de corte en MVA al variar la tensión.

Además, si bien en los interruptores en los que la corriente cortada varía en razón inversa de la tensión de empleo, para determinar el poder de corte en ampere se reduce la corriente de defecto en el instante inicial de la separación de los contactos en la relación U_e/U_n (o U'/U_n si dicho valor de la corriente de defecto es superior a la corriente límite) no hay reducción alguna en lo referente a la corriente establecida y las sobreintensidades de corta duración admisibles. Por consiguiente, para esta clase de aparatos, las relaciones entre los poderes nominales de cierre y de corte y entre la sobreintensidad de corta duración admisible nominal y el poder de corte nominal, deberán ser U_n/U_e (o U_n/U') veces mayores que si se tuviera $U_n = U_e$. Se concibe que esto puede conducir a la elección de un aparato en base al poder de cierre y sobreintensidad de corta duración admisible, de intensidad nominal o aún de poder de corte mayor que el necesario.

e) A b 4 y 4a. *Ciclo nominal de trabajo. Reenclavamiento automático.* El ciclo nominal de trabajo depende de las necesidades de la explotación. Los ciclos nominales normales corresponden a las necesidades más corrientes. La adopción del reenclavamiento automático depende asimismo de las necesidades de explotación, y se debe considerar desde los puntos de vista técnico y económico.

5. Discusión del punto Ab 5. Poder de corte nominal. Influencia del desequilibrio de las corrientes de corto-circuito.

El procedimiento comúnmente seguido para determinar el poder de corte nominal de un interruptor tripolar para redes trifásicas, consiste en especificar:

1) la corriente I_3 de corto-circuito trifásico, simétrica o asimétrica según las normas adoptadas, relativa a la tensión normal de empleo, U_e . Su valor se entiende generalmente en el instante inicial de separación de los contactos, si bien en ciertos casos se considera la corriente subtransitoria (o más raramente, la transitoria).

2) la tensión nominal U_n , generalmente igual o inmediatamente superior a U_e , siempre que así cumpla con las condiciones del nivel básico a las ondas de impulso.

Si U_e y U_n son iguales o prácticamente iguales, se admite que el poder de corte nominal tiene que ser igual o inmediatamente superior a I_3 , U_n ; si U_e es apreciablemente inferior a U_n , el poder de corte nominal debe ser igual o inmediatamente superior a $I_3 \frac{U_e}{U_n}$, U_n , siempre que I_3 sea inferior a la corriente límite del aparato así elegido.

Al proceder así, no se tiene en cuenta, entre otras cosas, que 1) el constructor garantiza la corriente cortada bajo una tensión de restablecimiento igual a la nominal, y 2) el interruptor debe cortar correctamente los defectos parciales, como ser entre un hilo y tierra, entre dos hilos, sin o con tierra, etc. Examinaremos estos dos puntos, estudiando el problema dentro de las tres hipótesis ya consideradas en el capítulo IX, parágrafo 9, limitándonos a considerar los poderes de corte simétricos; la extensión del razonamiento a los poderes de corte asimétricos exige la solución de la cuestión previa, relativa al mayor valor de la componente continua en el primer polo que corta (ver el capítulo XI, parágrafo 3).

Nos limitamos a considerar los aparatos en los que se puede admitir que la corriente que puede cortar el primer polo es independiente del valor de las corrientes en los otros polos.

Hipótesis I. La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor no varía cuando la tensión de restablecimiento entre contactos (o la tensión de restablecimiento) se aparta notablemente del valor nominal.

Esta hipótesis podría tal vez aplicarse en los aparatos de corte muy rápido (de 3 y tal vez 5 períodos), en los cuales el chorro de líquido, gases y/o vapores, que asegura la extinción, es provocado por el propio arco. En efecto, al crecer la corriente, aumenta tanto el volumen de vapores y gases producidos, y con él la presión interna, que puede no ser conveniente pasar de la corriente especificada, aún para una reducción considerable de U_{re} .

Dentro de esta hipótesis, el poder de corte nominal del aparato a elegir está definido por:

$$I_a, \text{ (y, como referencia, } U_n) \quad \text{o} \quad I_a U_n \sqrt{3}, U_n$$

donde I_a es la mayor de las corrientes de defecto posibles; hacemos $a = 3, 2, 1$, según se trate de un defecto trifásico, entre dos

fases con tierra, entre dos fases sin tierra o monofásico, respectivamente.

Hipótesis II. La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor varía en razón inversa de la tensión de restablecimiento, a condición de permanecer inferior a la corriente límite, I_{lim} , que no debe ser sobrepasada nunca.

Esta hipótesis es la base de las reglas actuales; parece justificar en forma satisfactoria la práctica actual de admitir que la mayor corriente que puede cortar el interruptor varía en razón inversa de la tensión de empleo, puesto que esta tensión y la de restablecimiento son proporcionales. Decimos «parece justificar», porque creemos que la justificación correcta es otra; la veremos a propósito de la hipótesis III. A veces, inclusive, la hipótesis II puede conducir a un resultado absurdo, como lo veremos más adelante, en el párrafo 6, caso particular B (pág. 375).

Admitir válida la hipótesis II, implica que la dificultad de corte sólo depende del producto $I U_r$, cualquiera que sea la clase del defecto. Por consiguiente, el corte de una corriente de defecto parcial, I_p , bajo su correspondiente tensión de restablecimiento, U_{rp} , *equivale* al corte de una corriente trifásica ficticia $I'_{3eq} = \frac{I_p U_{rp}}{U_{r3}}$ bajo U_{r3} .

Sean I_β la corriente cortada y $U_{r\beta}$ la tensión de restablecimiento del defecto, trifásico o parcial, en el que el producto $I U_r$ es el mayor ($\beta = 3, 2t, 2$ o 1 , según el caso). La elección basada en la corriente cortada equivalente trifásica $\frac{I_\beta U_{r\beta}}{U_{r3}}$ y U_n no sería correcta porque el poder de corte nominal se entiende para $U_{r3} = U_n$, de modo que se otorgaría así al constructor un margen $\frac{U_n}{U_{r3}}$ a su favor. En definitiva, el poder de corte nominal del aparato a elegir debería estar basado en

$$I_3' = \frac{I_\beta U_{r\beta}}{U_n}, U_n \quad \text{o} \quad I_\beta U_{r\beta} \sqrt{3}, U_n$$

Hipótesis III. La mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor varía en razón inversa de la tensión de restablecimiento entre contactos, a condición de permanecer inferior a la corriente límite, I_{lim} , que nunca debe ser sobrepasada.

Esta hipótesis, como la precedente, justifica la práctica actual de admitir que la mayor corriente que puede cortar el interruptor varía en razón inversa de la tensión de empleo, porque ésta es pro-

porcional a la vez a U_{rc} y a U_r ⁽¹⁾, pero la creemos más correcta, puesto que es U_{rc} , y no U_r , la que interviene directamente en la dificultad de corte; podría aplicarse a todos los aparatos de corte lento (de más de 8 períodos), y rápido (de 8 y tal vez 5 períodos), y a los aparatos de corte muy rápido (de 3 y 5 períodos) con chorro provocado mecánicamente, es decir, a todos los aparatos éxcepto los que responden a la hipótesis I.

Admitir válida esta hipótesis implica que la dificultad de corte sólo depende del producto IU_{rc} , cualquiera que sea la clase del defecto.

Por consiguiente, en forma análoga al resultado obtenido para la hipótesis precedente, el poder de corte nominal del aparato a elegir debería estar basado en

$$I_3'' = \frac{I_\gamma U_{rc}\gamma}{U_n'}, U_n \quad \text{o} \quad I_\gamma U_{rc}\gamma \sqrt{3} \frac{U_n}{U_n'}, U_n$$

donde U_n' es el valor nominal de la tensión de restablecimiento entre contactos.

Se hará $\gamma = 3, 2t, 2$ o 1 , según la clase de defecto en que el producto IU_{rc} es el mayor.

Se observa que el constructor tendría que indicar U_n' además de la mayor corriente cortada y tensión nominales, es decir, un valor nominal más que los indicados actualmente. Sin embargo no hay ningún inconveniente en acordar que, salvo indicación contraria, se entiende que $U_n' = k U_n$, donde el coeficiente k tiene siempre el mismo valor, lo que hace inútil explicitar U_n' .

Vamos a demostrar que existen condiciones en las cuales podemos encontrar un valor de k tal que resulta equivalente definir el poder de corte nominal como la mayor corriente cortada bajo $U_{r3} = U_n$ o bajo $U_{rc3} = U_n'$.

En efecto, indicar el valor de la corriente cortada bajo $U_{r3} = U_n$, es indicarlo bajo $U_{rc3} = U_n \frac{U_{rc3}}{U_{r3}}$. Ahora bien, $\frac{U_{rc3}}{U_{r3}}$ depende —entre otros factores— del circuito de empleo; considerando el circuito de la **fig. 198** (p. 368), tenemos

$$\frac{U_{rc3}}{U_{r3}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{X_g'' + X_{te}}{X_d'' + X_{te}}$$

(1) En los aparatos de aislación por aceite y de ruptura libre, la reducción de la tensión de empleo actúa de dos maneras: 1) por aumento del espacio disponible para la burbuja gaseosa, 2) por disminución de U_{rc} . Sin embargo, a causa de las consecuencias del aumento de la corriente (presión interna, desviación del arco), no es improbable que la segunda razón sea la predominante.

donde X''_q y X''_d son las reactancias subtransitorias respectivamente transversal y longitudinal del alternador, y X_{1e} es la reactancia adicional a las corrientes directas (e inversas), en serie con el alternador. Veamos primero los casos en que $X''_q = X''_d$ o $X''_d < X''_q \ll X_{1e}$; se tiene entonces $U_{rc3}/U_{r3} = 0,87$. Es pues lógico elegir $U'_n = 0,87 U_n$ porque así resultan equivalentes la práctica actual de indicar el valor de la corriente cortada nominal bajo $U_{r3} = U_n$ y la que debería adoptarse para los interruptores que responden a la hipótesis III, a saber, indicar la corriente cortada nominal bajo $U_{rc3} = U'_n$. Ello explica por qué la actual definición puede dar resultados satisfactorios en tales interruptores. Pero dicha equivalencia ya no existe en los casos, poco frecuentes, en que $X''_q > X''_d$ sin ser pequeño frente a X_{1e} , de modo que para ser completamente general, en los aparatos que responden a la hipótesis III la corriente cortada nominal debe especificarse bajo $U_{rc3} = U'_n$. Notemos que al elegir el aparato cuya corriente cortada nominal se ha definido bajo $U_{r3} = U_n$ para un servicio donde $X''_q > X''_d$ sin ser pequeño frente a X_{1e} , debe tenerse en cuenta que la relación U_{rc3}/U_{r3} es desfavorable comparada con el caso en que $X''_q = X''_d$, como ocurre en los circuitos de ensayo.

Si queremos disponer de un margen de seguridad constante, a ($a > 1$), basaremos la elección sobre aI_a , aI_3' o aI_3'' , según que el interruptor responda a las hipótesis I, II o III respectivamente; en los casos particulares en que $aI_3' = I_3$ o $aI_3'' = I_3$, posibles dentro de las hipótesis II y III, la elección *parece* basarse en el defecto trifásico, pero es evidente que es necesario seguir el complicado camino indicado si se quiere efectuar la elección tan razonadamente como es actualmente posible y conocer el margen consentido.

La adopción del margen se justifica, en todas las hipótesis, por varias razones, como ser la incertidumbre en el valor de las impedancias y, en particular, las sobretensiones probables a la frecuencia de servicio. En algunos países se trata de compensar los efectos de dichas sobretensiones haciendo la tensión nominal del interruptor superior en algunos por ciento a la tensión normal de empleo, pero esta diferencia —que no se hace intervenir para reducir el poder de corte nominal en ampere— no siempre es suficiente; de todos modos no parece que a deba exceder de 1,2. El solo hecho de «redondear» el valor del poder de corte encontrado a un valor normalizado inmediatamente superior, puede con frecuencia suministrar el margen (ver el parágrafo 10).

En las hipótesis II y III es necesario verificar que la corriente límite del interruptor elegido en base a aI_3' o aI_3'' , es superior a aI_a ;

en caso contrario se debe elegir un aparato de poder de corte nominal mayor, cuya corriente límite sea igual o superior a aI_a .

Es evidente que la experiencia deberá resolver cual hipótesis es válida para un tipo de interruptor dado. Es posible que la mayor corriente que puede cortar un polo del interruptor varíe con la tensión de restablecimiento entre contactos según una ley $I = Cte \cdot f(U_{rc})$, distinta de la supuesta $I = Cte/U_{rc}$, pero, una vez conocida esta ley, será posible proceder a la elección del poder de corte nominal basada en U'_n e $I_3''' = I_\delta f(U'_n)/f(U_{rc\delta})$ con $\delta = 3, 2t, 2$ o 1 , según la clase de defecto en que el cociente $I/f(U_{rc})$ es el mayor.

6. Determinación de la clase de defecto que debe decidir la elección del poder de corte nominal del interruptor y corrección del valor del poder de corte basado en el defecto trifásico, en el importante caso particular de un circuito elemental inductivo.

Vamos a precisar la influencia de la clase del defecto sobre el poder de corte nominal del interruptor a elegir. Nos limitaremos al importante caso del circuito elemental puramente inductivo de la fig. 198, que representa un alternador trifásico con fases en estrella y neutro a tierra, funcionando en vacío antes del accidente, en serie con reactancias iguales en las tres fases, interpuestas entre la má-

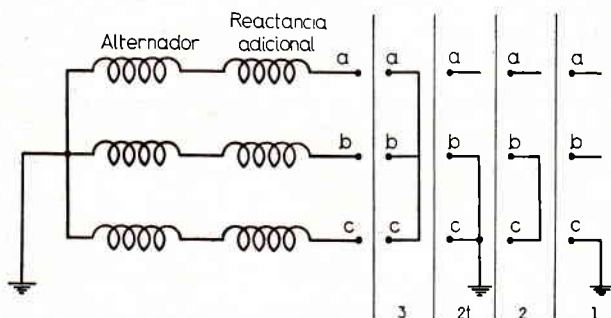


Fig. 198

quina y el lugar del defecto. No consideramos el caso del defecto trifásico con tierra por ser el corte más fácil que en el trifásico sin tierra. Más adelante veremos el caso del mismo circuito estando aislado el neutro del alternador.

Sean: X_{1t} la reactancia total a las corrientes directas, en el instante inicial de la separación de los contactos; X_{2t} y X_{0t} las reactancias totales a las corrientes inversas y homopolares respectivamente. Sólo consideramos los casos en que $X''_a = X''_q = X_2$, o sea los de turbo-

alternadores de rotor sólido y de alternadores de polos salientes con amortiguador. Cuando $X''_q > X''_d$, los armónicos complican el problema (ver el capítulo I, párrafos 7-9), pero el estudio limitado al de la onda fundamental se hace sin dificultad, en forma análoga al que sigue, estableciendo gráficos análogos a los de las **figuras 199, 200 y 201**, si bien esta vez dentro de cada hipótesis habrá un gráfico para cada valor de la relación $(X''_q + X_{1e})/(X''_d + X_{1e})$ que se haría, por ejemplo, igual a 2,5, 2 y 1,5. No lo hacemos porque los resultados obtenidos admitiendo $(X''_q + X_{1e})/(X''_d + X_{1e}) = 1$ son válidos en la gran mayoría de los casos. Hagamos

$$y = \frac{X_{1t}}{X''_d + X_{1e}} \quad \text{y} \quad b = \frac{X_{0t}}{X''_d + X_{1e}}$$

Prácticamente, y es siempre mayor que 1; su límite superior es del orden de 10 (corto-circuito en los bornes del generador con relés muy retardados, caso que podía encontrarse en las instalaciones antiguas).

Consideremos las relaciones entre la corriente de defecto parcial y la de defecto trifásico, suponiendo que en los dos casos transcurre el mismo tiempo entre el instante de la producción del defecto y el

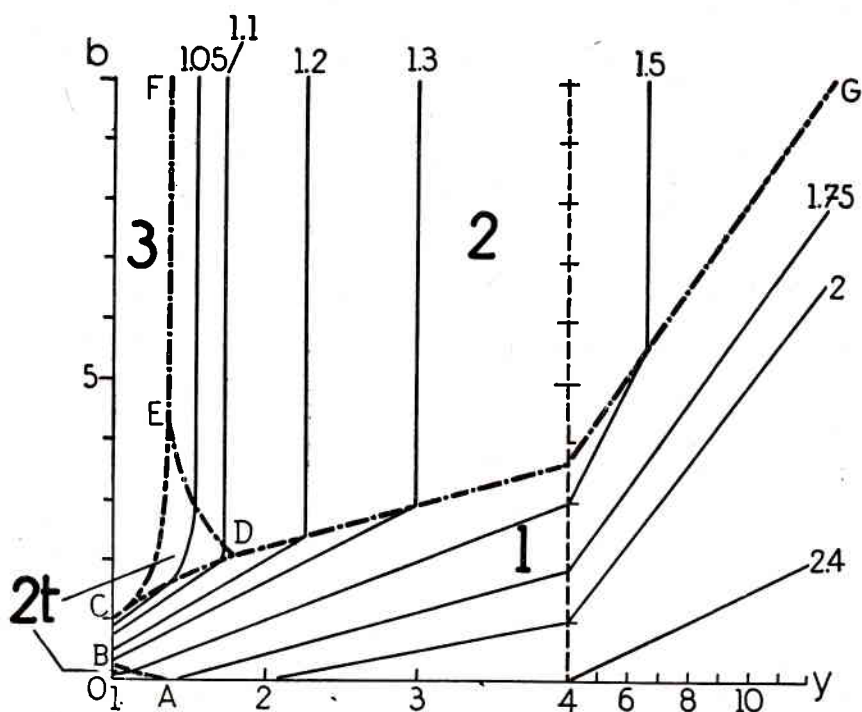


Fig. 199

inicial de la separación de los contactos, lo que es generalmente admisible. Tenemos (capítulo I, parágrafo 10)

$$f_{2t,3} = \frac{I_{2t}}{I_3} = \sqrt{3(1+b+b^2)} \frac{y}{y(1+b)+b}$$

$$f_{2,3} = \frac{I_2}{I_3} = \sqrt{3} \frac{y}{y+1}$$

$$f_{1,3} = \frac{I_1}{I_3} = 3 \frac{y}{y+1+b}$$

Las relaciones entre las tensiones de restablecimiento son (ver capítulo II, parágrafo 7) ⁽¹⁾

$$g_{2t,3} = \frac{U_{r2t}}{U_{r3}} = (1+2b) \frac{y}{y(1+b)+b}$$

$$g_{2,3} = \frac{U_{r2}}{U_{r3}} = 2 \frac{y}{y+1}$$

$$g_{1,3} = \frac{U_{r1}}{U_{r3}} = (2+b) \frac{y}{y+1+b}$$

y las relaciones entre las tensiones de restablecimiento entre contactos se escriben

$$h_{2t,3} = \frac{U_{rc2t}}{U_{rc3}} = \frac{2(1+2b) \sqrt{1+b+b^2}}{\sqrt{3}(2+b)} \frac{y}{y(1+b)+b}$$

$$h_{2,3} = \frac{U_{rc2}}{U_{rc3}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{y}{y+1}$$

⁽¹⁾ En lo que sigue, al calcular $\frac{U_{rp}}{U_{r3}}$, así como $\frac{U_{rp}}{U_{rc3}}$ y $\frac{U_{r3}}{U_e}$, adoptamos el mismo valor de y que para determinar $\frac{I_p}{I_3}$. En realidad, de acuerdo con las definiciones actuales, la corriente cortada se toma en el instante inicial de la separación de los contactos, o sea cuando empiezan los arcos, mientras que, por razones de medida, la tensión de restablecimiento se considera después de la extinción de los arcos y del amortiguamiento de los fenómenos transitorios; finalmente, la tensión de restablecimiento entre contactos se entiende después de la extinción del arco en el primer polo que corta. Sin embargo no hay inconveniente real en considerar I y U_r o I y U_{rc} en el mismo instante; los cálculos resultan así mucho más simples y los valores $\frac{I'_3}{I_3}$ y $\frac{I''_3}{I_3}$ en las hipótesis II y III respectivamente resultan sólo ligeramente superiores a los que obtendríamos adoptando valores distintos de y . Conociendo las duraciones de los arcos y los amortiguamientos de las corrientes simétricas de corto-circuito, el lector podrá darse cuenta de la importancia de esta aproximación, si lo estima oportuno.

$$h_{1,3} = \frac{U_{rc1}}{U_{rc3}} = \frac{2(2+b)}{3} \frac{y}{y+1+b}$$

Hemos admitido que en el defecto entre dos fases la tensión se reparte igualmente entre los dos polos del interruptor.

Veamos ahora los diferentes casos.

Hipótesis I. Observemos que trazando $f_{1,3} = 1$, dividimos el cuadrante $b \geq 0$, $y \geq 1$ en dos partes, en una de las cuales $I_3 > I_1$, mientras que en la otra $I_1 > I_3$. Trazando del mismo modo $f_{2t,3} = 1$,

$f_{2,3} = 1$, $f_{2t,2} = \frac{f_{2t,3}}{f_{2,3}} = 1$, $f_{2t,1} = 1$, y $f_{1,2} = 1$, es fácil de-

terminar las zonas del cuadrante en que cada una de las corrientes I_3 , I_{2t} , I_2 o I_1 es, respectivamente, mayor que las otras (**fig. 199**). El problema está así determinado: en cada caso particular calculamos los valores de y y b correspondientes y la corriente de corto-circuito que decide la elección del interruptor es la del defecto trifásico, entre dos fases con o sin tierra, o monofásico, según la zona (3 , $2t$, 2 o 1 , respectivamente) a la cual pertenece el punto y , b . Con el fin de calcular el valor de la corriente de corto-circuito parcial que debe definir la elección, a partir de la corriente de corto-circuito trifásico, que es la única que, como dijimos, se suele determinar actualmente, y al mismo tiempo para darnos cuenta de la importancia del error que cometeríamos eligiendo el aparato en base a un corto-circuito trifásico sin corrección, trazamos las líneas de nivel $f_{1,3} = 1,05$, $1,1$, $1,2$, etc. en la zona 1 ($yABCDG$) (**fig. 199**), donde la elección está regida por el defecto monofásico, las $f_{2t,3} = 1,05$, $1,1$, etc., en las zonas $2t$ ($AOBA$ y $CEDC$; obsérvese que el segmento AO corresponde a $f_{2t,3} = 1,73$) y las $f_{2,3} = 1,05$, $1,1$, $1,2$, etc., en la zona 2 ($FEDG$). La ubicación del punto y , b , nos da así el valor del coeficiente

$K = \frac{I_a}{I_3} = f_{a,3}$ por el cual se debe multiplicar la corriente I_3 del defecto trifásico para obtener la mayor de las corrientes de defecto posibles, I_a .

Hipótesis II. En la hipótesis precedente el problema se reducía a la comparación de las corrientes de defecto; esta vez es necesario comparar los productos IU_r . Tenemos

$$l_{2t,3} = f_{2t,3} g_{2t,3} = (1+2b) \sqrt{3(1+b+b^2)} \left(\frac{y}{y(1+b)+b} \right)^2$$

$$l_{2,3} = 2 \sqrt{3} \left(\frac{y}{y+1} \right)^2$$

$$l_{1,3} = 3(2+b) \left(\frac{y}{y+1+b} \right)^2$$

Como anteriormente, determinamos las zonas (**fig. 200**) 3 (*bCEF*), 2t (*AOBA* y *CEDC*), 2 (*FEDG*) y 1 (*GDCBAy*), donde cada uno de los productos $I_3 U_{r3}$, $I_{2t} U_{r2t}$, $I_2 U_{r2}$ e $I_1 U_{r1}$ es respectivamente mayor que los otros.

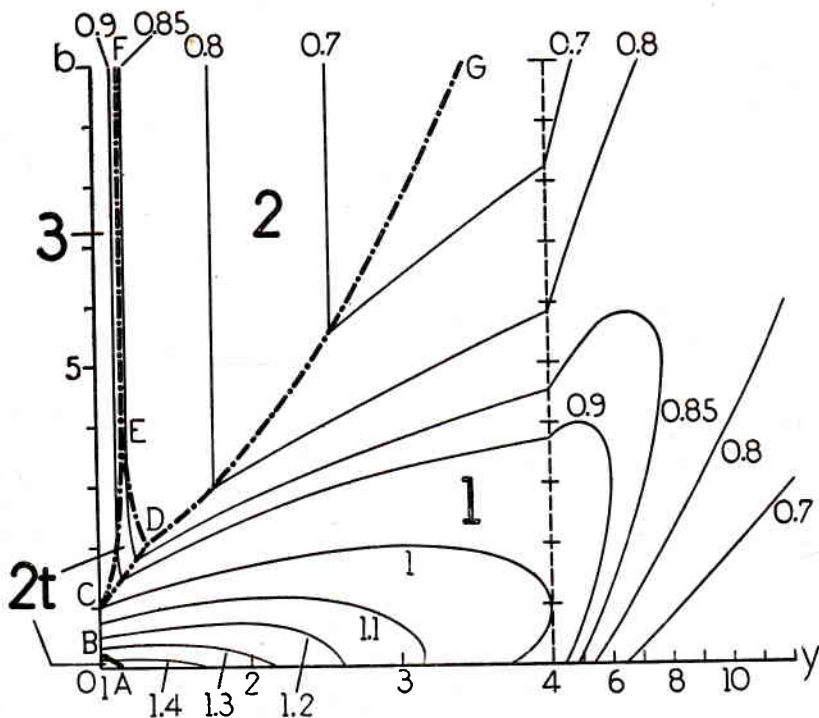


Fig. 200

El coeficiente K' por el cual se debe multiplicar I_3 para obtener I_3' , es

$$K' = \frac{I_3'}{I_3} = \frac{I\beta U_r \beta}{I_3 U_n} = l_{\beta,3} \frac{U_{r3}}{U_e} \frac{U_e}{U_n} = \frac{l_{\beta,3}}{y} \frac{U_e}{U_n} = K_1' \frac{U_e}{U_n}$$

Los valores de $l_{\beta,3}$ con $\beta = 2t, 2$ o 1 están dados más arriba; por supuesto, $l_{3,3} = 1$.

Podemos ahora trazar las líneas de nivel del coeficiente $K_1' = \frac{l_{\beta,3}}{y}$; obsérvese que la línea $K_1' = 1,5$ pasa por A y que el mayor valor posible de K_1' , igual a $1,73$, corresponde al origen 0 .

Hipótesis III. La determinación de I_3'' exige la comparación de los productos $I U_{rc}$. Tenemos

$$m_{2t,3} = f_{2t,3} h_{2t,3} = \frac{2(1+2b)(1+b+b^2)}{2+b} \left(\frac{y}{y(1+b)+b} \right)^2$$

$$m_{2,3} = 2 \left(\frac{y}{y+1} \right)^2$$

$$m_{1,3} = 2(2+b) \left(\frac{y}{y+1+b} \right)^2$$

Como anteriormente, determinamos las zonas (**fig. 201**) 3 ($bOAB$), 2t (BAC) y 1 ($yOAC$), donde cada uno de los productos $I_3 U_{rc}$,

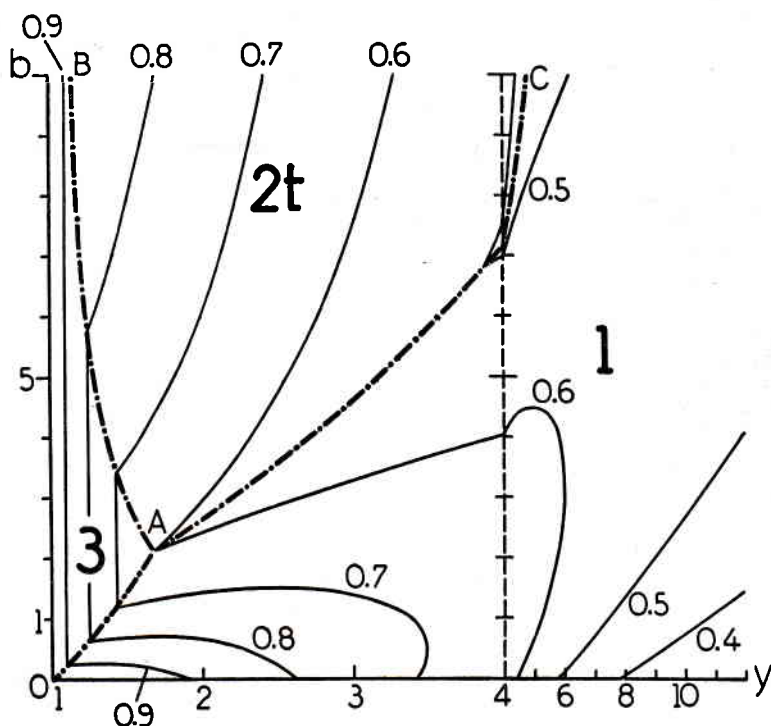


Fig. 201

$I_{2t} U_{rc\ 2t}$ o $I_1 U_{rc\ 1}$, es respectivamente mayor que los otros. Obsérvese que con esta hipótesis —que es la que mejor parece aplicarse a los interruptores corrientes, con excepción tal vez de los de corte muy rápido de chorro autogenerado— el corto-circuito entre dos fases sin tierra (siempre que la tensión se reparta igualmente entre los dos

polos) no entra en consideración; esta clase de defecto tampoco interviene en las dos hipótesis anteriores, si y es próximo a 1.

Podemos ahora trazar las líneas de nivel del coeficiente $K''_1 = \frac{m\gamma_{,3}}{y}$, con los valores de $m\gamma_{,3}$, donde $\gamma = 2t$ o 1, dados más arriba, y $m_{3,3} = 1$. La relación entre el coeficiente K'' , por el cual se debe multiplicar I_3 para obtener I_3'' , y K_1'' es

$$K'' = \frac{I_3''}{I_3} = \frac{I\gamma}{I_3} \frac{U_{rc}\gamma}{U'_n} = K_1'' \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{U_n}{U'_n} \frac{U_e}{U_n}$$

o sea, si $U_e = U_n$, $K_1'' = K''$ para $\frac{U'_n}{U_n} = \frac{\sqrt{3}}{2}$.

Obsérvese que el coeficiente K_1'' puede ser muy inferior a uno, de modo que la forma actual de realizar la elección puede otorgar al constructor un margen de amplitud injustificada.

Nótese también que el coeficiente K'_1 (**fig. 200**) es netamente mayor que 1, en una amplia zona, lo que implicaría peligro para los interruptores elegidos de acuerdo con la práctica actual en los circuitos que corresponden a la citada zona. Sin embargo, la experiencia de explotación no parece señalar tal peligro, lo que puede ser una prueba interesante de que la hipótesis II no es correcta.

Al proceder como acabamos de indicar, en ninguna de las hipótesis dejamos margen; si por determinadas razones lo estimamos conveniente, lo podemos crear multiplicando por a las corrientes I_a , I_3' o I_3'' respectivamente.

En las hipótesis II y III es necesario determinar I_a (**fig. 199**): aI_a debe ser inferior a I_{lim} del interruptor cuyo poder de corte nominal está basado en aI_3' o aI_3'' respectivamente.

A. *Caso particular de la fig. 198 con el neutro aislado.* — En este caso los únicos defectos a considerar son el trifásico y el entre dos fases sin tierra, para el cual admitimos, como antes, que la tensión se reparte igualmente entre los dos polos del interruptor.

Hipótesis I. El examen de $f_{2,3}$ muestra que

$$I_a = I_3 \geq I_2 \text{ si } y \leq 1,36$$

$$I_a = I_2 \geq I_3 \text{ si } y \geq 1,36$$

La curva $K(y)$, donde $K = \frac{I_a}{I_3}$ es igual a 1 para $y \leq 1,36$ y a

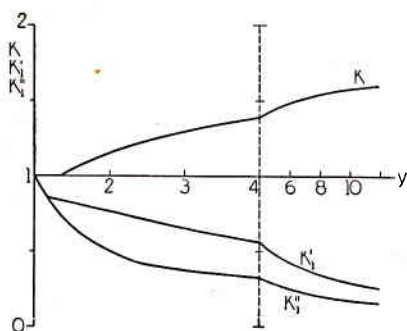


Fig. 202

$\sqrt{3} \frac{y}{y+1}$ para $y \geq 1,36$, está trazada en la **fig. 202**.

Hipótesis II. El examen de $l_{2,3}$ muestra que el defecto que determina la elección es:

trifásico si $y \leq 1,16$

entre dos fases si $y \geq 1,16$

La curva $K_1'(y)$, donde K_1' es igual a $1/y$ para $y \leq 1,16$ y a

$2\sqrt{3} \frac{y}{(y+1)^2}$ para $y \geq 1,16$, está trazada en la **fig. 202**. El valor de $K' = \frac{I_{s'}}{I_3}$ se calcula por $K' = K_1' \frac{U_e}{U_n}$.

Hipótesis III. El examen de $m_{2,3}$ muestra que el defecto que determina la elección es:

trifásico si $y \leq 2,41$

entre dos fases si $y \geq 2,41$

La curva $K_1''(y)$, donde K_1'' es igual a $1/y$ para $y \leq 2,41$ y a $\frac{2y}{(y+1)^2}$ para $y \geq 2,41$, está trazada en la **fig. 202**. El valor de $K'' = \frac{I_{s''}}{I_3}$ se calcula por $K'' = K_1'' \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{U_n}{U'_n} \frac{U_e}{U_n}$.

Por supuesto, si se quiere prever un margen a , se multiplicarán por a las corrientes I_a , $I_{s'}$ o $I_{s''}$ respectivamente. En las hipótesis II y III será necesaria la verificación de la corriente límite.

B. Caso particular de la fig. 198 con el neutro aislado cuando el defecto entre dos fases se produce como lo indica la fig. 203.

Supongamos que sean despreciables la impedancia del defecto y la influencia de los arcos.

Hipótesis I. Vale lo dicho a propósito del caso particular A, donde el defecto se producía sobre los dos hilos del mismo lado del interruptor.

Hipótesis II. La corriente del defecto y las tensiones de restablecimiento son las mismas que en el caso A, de modo que vale lo

dicho más arriba para este caso. En otras palabras, de acuerdo con la definición actual, el interruptor debería cortar con la misma facilidad el defecto entre dos fases de la **fig. 198** y el de la **fig. 203**. En realidad no será así porque la tensión por polo es mayor en la **fig. 203**, pudiendo, teóricamente, alcanzar el doble del valor que tenía cuando el defecto se producía del mismo lado del interruptor. Ello demuestra lo absurdo de la definición actual del poder de corte y la necesidad de introducir la tensión de restablecimiento entre contactos en dicha definición.

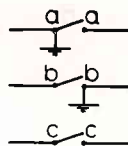


Fig. 203

Hipótesis III. La relación U_{rc2}/U_{rc3} tiene ahora un valor doble del que tenía en el caso A, es decir el valor de $m_{2,3}$ a considerar es

$4 \left(\frac{y}{y+1} \right)^2$. Resulta de ello que salvo para $y = 1$, donde los defectos entre dos fases y trifásico son equivalentes, la elección deberá siempre ser determinada por el defecto entre dos fases. El valor

$$K'' = I_3''/I_3 \text{ se calcula por } K'' = \frac{4y}{(y+1)^2} \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{U_n}{U_n'} \frac{U_e}{U_n'}$$

C. Caso particular del corte cuando el generador está equipado con regulador rápido de excitación.

En este caso suele admitirse $y = 1$, cualquiera que sea la duración del defecto. El conocimiento de las características del regulador, de la excitatriz y del generador permite, por supuesto, calcular más exactamente el valor de y . Los gráficos precedentes siguen siendo válidos; sin embargo, dada la importancia del caso ⁽¹⁾, resumimos a continuación los resultados relativos a $y = 1$:

Clase de defecto que decide la elección del poder de corte.

Hipótesis I y II

	Dos fases con tierra	Monofásico	Trifásico
	$0 \leq b \leq 0,225$	$0,225 \leq b \leq 1$	$b \geq 1$
Hip. I	$1,73 \geq \frac{I_a}{I_3} \geq 1,35$	$1,35 \geq \frac{I_a}{I_3} \geq 1$	$\frac{I_a}{I_3} = 1$
Hip. II	$1,73 \frac{U_e}{U_n} \geq \frac{I_3'}{I_3} \geq 1,35 \frac{U_e}{U_n}$	$1,35 \frac{U_e}{U_n} \geq \frac{I_3'}{I_3} \geq \frac{U_e}{U_n}$	$\frac{I_3'}{I_3} = \frac{U_e}{U_n}$

⁽¹⁾ Este caso corresponde también al circuito con alternador sin regulador rápido de excitación, pero de reactancia síncrona pequeña frente a X_{1e} . Además interesa a los efectos de la determinación de la corriente establecida (ver el parágrafo 11).

Hipótesis III

Trifásico

$$I_3'' = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{U_n}{U_n'} \frac{U_e}{U_n} I_3 \text{ cualquiera que sea } b.$$

Si $U_e = U_n$ la verificación de I_{lim} sólo puede ser necesaria en la hipótesis III, en el caso en que $b < 1$.

Si el neutro está aislado es el defecto trifásico el que decide la elección cualquiera que sea la hipótesis.

Si queremos crear un margen tenemos que multiplicar por a la corriente que decide la elección.

7. Curvas de la corriente simétrica de corto-circuito.

a) Circuito elemental.

Habiendo determinado los valores de I'' , I' e I_p , así como las constantes de tiempo T' y T'' relativos al defecto trifásico (ver el capítulo I, párrafos 2 y 4), se puede trazar la curva $I_s(t)$ de la corriente simétrica de corto-circuito. Conociendo la duración de apertura y el tiempo de funcionamiento del relé, se puede encontrar la corriente de corto-circuito I_3 en el instante inicial de la separación de los contactos. La relación I''/I_3 nos da y , de modo que, previa determinación de b , podemos aplicar los resultados del estudio hecho en el párrafo precedente.

La determinación se puede simplificar considerablemente gracias a las siguientes observaciones:

α) El corte es rápido, y se produce cuando aún no se ha amortiguado la componente subtransitoria de la corriente.

En este caso se puede admitir que la componente transitoria, que varía mucho más lentamente que la subtransitoria, disminuye linealmente entre el instante en que se produce el corto-circuito y el instante en que empieza la separación de los contactos; esto equivale a limitar el desarrollo de $e^{-t/T'}$ a sus dos primeros términos. La corriente cortada simétrica se escribe

$$I_s = I' + (I'' - I') \exp(-t/T'') - (I' - I_p) t/T' \quad (1)$$

β) El corte se produce después del amortiguamiento de la componente subtransitoria.

En este caso la corriente cortada simétrica se escribe

$$I_s = I_p + (I' - I_p) \exp(-t/T') \quad (2)$$

Se observa que en las dos relaciones interviene una expresión del mismo tipo que se puede representar por

$$I_s/I_1 = 1 + (I_2/I_1 - 1) e^{-t/\tau}$$

donde se hará, según el caso, $I_1 = I'$, $I_2 = I''$ y $\tau = T''$ o $I_1 = I_p$, $I_2 = I'$ y $\tau = T'$. Para facilitar los cálculos damos en la **fig. 204** las curvas I_s/I_1 (t/τ) con I_2/I_1 como parámetro. Así es rápida la determinación de la corriente cortada en un instante cualquiera, y es fácil darse cuenta del margen consentido, al elegir un aparato sobre la base de I'' por ejemplo.

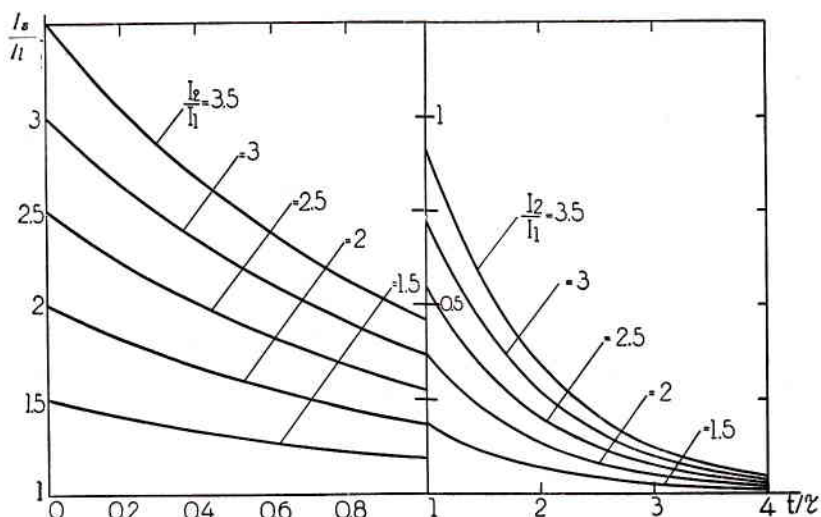


Fig. 204

Hasta el momento sólo nos hemos ocupado de la corriente simétrica. La mayor componente continua posible es (ver el capítulo I, párrafo 2)

$$I_c = I'' \sqrt{2} \exp(-t/T)$$

y se determina sin dificultad particular. La determinación de $I_t = \sqrt{I_s^2 + I_c^2}(t)$ es entonces inmediata.

b) Circuitos complejos.

1. *Cálculo de la corriente subtransitoria de corto-circuito.* — Esta corriente se puede calcular tan exactamente como lo permite el conocimiento de las impedancias y f.e.m.s subtransitorias (ver el

capítulo I, parágrafo 5); no hay necesidad de despreciar las resistencias ni de suponer las f.e.m.s en fase. Los cálculos se simplifican a menudo aplicando el toerema de *Thévenin* y transfigurando la red, supuesta pasiva, vista desde el punto del defecto; la determinación exacta exige el cálculo previo de la d.d.p. existente en el punto del defecto antes de que éste se produzca, pero a menudo es suficiente admitir que dicha d.d.p. es $q U_e$, donde el coeficiente q se introduce por si hay una ligera sobretensión a la frecuencia de empleo; además se desprecian las cargas. Las recomendaciones de las reglas alemanas 1937, para la determinación de la corriente de defecto responden a este género de cálculo; se hace $q = 1,1$. El procedimiento es susceptible de dar resultados prácticamente correctos.

2. *Cálculo de la corriente transitoria de corto-circuito.* — Este cálculo se hace como en 1) pero reemplazando las impedancias y f.e.m.s subtransitorias por las transitorias .

3. *Cálculo de la corriente permanente de corto-circuito.* — Si la saturación en régimen permanente de corto-circuito no interviene, las f.e.m.s se determinan por las corrientes de excitación sobre las tangentes a las características en vacío respectivas, y se consideran en fase; las impedancias consideradas son las directas; el cálculo se hace como en 1). Si la saturación es sensible, se puede recurrir al diagrama de Potier, cuya aplicación es fácil si las resistencias son despreciables ⁽¹⁾ y cuando la red haya sido reducida por transfiguraciones sucesivas a la de la **fig. 205**. Se puede operar con ayuda de las características externas de las máquinas, pero es más rápido, y en general tan exacto, aplicar el procedimiento siguiente, que hemos indicado oportunamente: primero se supone que $X = 0$ y se determinan las corrientes de corto-circuito que gastarían los generadores, $I_1, I_2 \dots I_k$, con ayuda de las curvas de las **figs. 4 y 5** (capítulo I). Después se agrega a las reactancias $X_1, X_2, \dots X_k$ respectivamente $X (I_{tot}/I_1)$, $X (I_{tot}/I_2) \dots$ y $X (I_{tot}/I_k)$ y se vuelven a calcular las corrientes $I'_1, I'_2, \dots I'_k$ que gastarían directamente sobre el defecto los alternadores con las reactancias exteriores $X_1 + X I_{tot}/I_1, X_2 + X I_{tot}/I_2, \dots X_k + X I_{tot}/I_k$ en lugar de $X_1, X_2, \dots X_k$. El

⁽¹⁾ Si la resistencia no es despreciable, se puede, como lo demostró Rüdenberg, aplicar la misma construcción, pero multiplicando por

$$\sqrt{\{1 + [R_e/(X_s + X_{1e})]^2\} \{1 + [R_e/(X_g + X_{1e})]^2\}}$$

el valor de a dado por la fórmula (28) del capítulo I. ▲

problema está resuelto; se verifica si $I_1 : I_2 : \dots : I_k \cong I'_1 : I'_2 : \dots : I'_k$; la igualdad aproximada significa que no es necesaria una segunda aproximación, que consistiría en agregar $X (I_{tot}/I_h)$ — en vez de $X (I_{tot}/I_h)$ — a X_h y proseguir como antes ($h = 1, 2, 3, \dots k$). El problema se trata de manera análoga si hay reactancias a tierra en los bornes de los generadores.

4. *Determinación de la corriente en un instante cualquiera.* — Se determinan las corrientes I''_h , I'_h , I_{ph} , gastadas por el alternador h cuyas f.e.m.s son, respectivamente, E''_h , E'_h , pE_h ⁽¹⁾. Por lo tanto, en lo que a los alternadores se refiere, pueden considerarse como formando una estrella que alimenta el defecto en su centro. Cada rama puede tratarse como un circuito elemental independiente, alimentando el defecto a través de una impedancia $E''_h/I''_h - X''_{dh}$, $E'_h/I'_h - X'_{dh}$ y $pE_h/I_{ph} - X_{dh}$ en las redes equivalentes relativas a las corrientes subtransitorias, transitorias y permanentes, respectivamente. El caso se reduce así al ya tratado; se determinan las constantes de tiempo de cada rama, de acuerdo con lo que se ha visto en el capítulo I, párrafos 2 y 4. El conocimiento de dichas constantes, así como de las corrientes I''_h , I'_h e I_{ph} de cada rama, permíte aplicar las fórmulas (1) y (2) o las curvas de la **fig. 204**. Conociendo las corrientes de los alternadores en un instante cualquiera, se encuentra fácilmente la corriente en el mismo instante en una rama cualquiera de la red real.

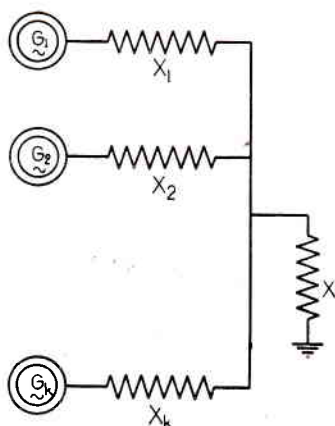


Fig. 205

La determinación de la componente continua es igualmente inmediata, ya que se han determinado I''_h y T_h para cada rama de la estrella final equivalente.

Según las reglas alemanas, el cálculo se hace por aplicación del teorema de *Thévenin*. Para determinar la corriente de cada alternador en un instante cualquiera, las mismas reglas multiplican la corriente subtransitoria gastada por cada alternador por un coeficiente de reducción I_s/I'' determinado sobre la curva de decremento (ver el párrafo 8, p. 384), por la relación I''/I_n relativa a dicho alternador.

⁽¹⁾ Si no hay saturación en régimen permanente de corto-circuito.

8. Curvas de decremento.

El trabajo exigido por la determinación de las curvas $I_t(t)$ es bastante considerable, y durante largos años se ha tratado de simplificarlo. En 1918, en Estados Unidos, *Hewlett, Mahoney y Burnham* propusieron «curvas de decremento» que daban el coeficiente por el cual hay que multiplicar la corriente nominal para obtener la corriente de corto-circuito para una reactancia reducida del circuito dada y una duración de apertura, aumentada en el tiempo de funcionamiento del relé, dada. A medida que se obtenían datos más completos sobre los fenómenos de corto-circuito y las características de las máquinas, se modificaron estas curvas, primero en 1926 y después en 1932. Estas últimas curvas, trazadas por *Hahn y Wagner*, están basadas en las hipótesis simplificativas siguientes:

1. Antes del accidente los generadores trabajaban con la corriente nominal, bajo la tensión nominal y con $\cos \varphi = 0,8$.

2. No existe regulador automático de tensión.

3. La red se puede asimilar a un generador único de la misma tensión nominal e intensidad nominal, y a una reactancia exterior reducida x_e (fig. 206).

4. La carga se supone dispuesta en los bornes de la máquina. La reactancia (reducida) de la máquina se toma igual a 15 %, a menos que la suma de la reactancia de la máquina y de la reactancia exterior X sea inferior a 15 %, en cuyo caso se supone que toda la reactancia es la de la máquina.

5. Se admite que el corto-circuito se produce en una línea no cargada.

6. El corto-circuito se produce en un instante tal que la componente continua de la corriente es máxima.

7. Todas las resistencias del circuito, comprendida la del defecto, son despreciables.

8. Todas las f.e.m.s de las máquinas se suponen en fase.

9. Las reactancias y constantes de tiempo corresponden a las máquinas modernas. En particular se ha tomado

$$x'_d = 1,4 x''_d + 0,02 \quad x_s = 1,3 x''_d \quad T'' = 0,05s \quad T'_o = 5s \quad T = 0,15s$$

Se calcula (ver el capítulo I, párrafos 2 y 4)

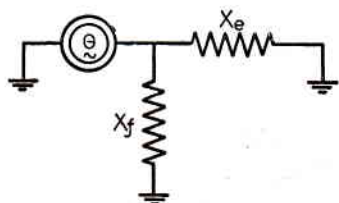


Fig. 206

$$I_s = I_p + (I'' - I') e^{-\frac{t}{0.05}} + (I' - I_p) e^{-\frac{x_d + x_r}{x'_d + x_r} \frac{t}{5}}$$

y

$$I_c = I'' \sqrt{2} e^{-\frac{t}{0.15}}$$

donde (fig. 206)

$$x_r = \frac{x_e x_f}{x_e + x_f}$$

I_p se determina por el método de Potier, e I'/I_n e I''/I_n por las relaciones

$$\frac{I'}{I_n} = \frac{1}{x_e + \frac{x'_d x_f}{x'_d + x_f}}$$

$$\frac{I''}{I_n} = \frac{1}{x_e + \frac{x''_d x_f}{x''_d + x_f}}$$

Se deduce

$$I_t = \sqrt{I_s^2 + I_c^2}$$

y se trazan (fig. 207) las curvas que dan I_t/I_n en función de $x = x''_d + x_e$ con t como parámetro; se hace $x_e = 0$ en tanto que $x \leq 0,15$, y $x''_d = 0,15$ Cte para $x > 0,15$. Hasta ahora hemos considerado el defecto trifásico, pero las curvas se aplican cualquiera que sea la clase del defecto; en forma general se toma una abscisa igual a x y se multiplica la ordenada correspondiente al valor deseado de t por el coeficiente k :

defecto	x	k
trifásico	$x''_d + x_e$	1
entre dos fases sin tierra	$x''_d + x_e + x_2$	$\sqrt{3}$
entre dos fases con tierra	$x''_d + x_e + \frac{x_0 x_2}{x_0 + x_2}$	$\sqrt{3 \left(1 - \frac{x_0 x_2}{(x_0 + x_2)^2} \right)}$
monofásico	$x''_d + x_e + x_2 + x_0$	3

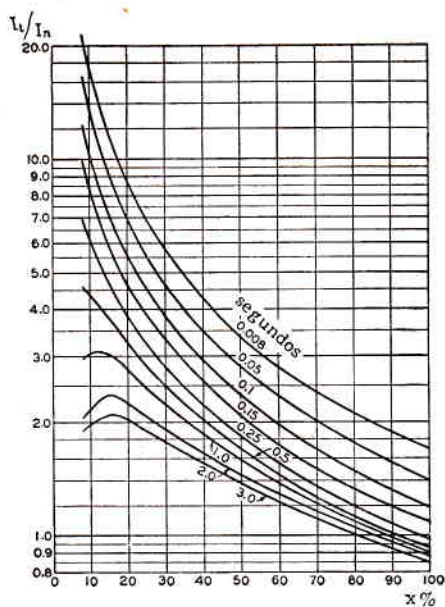


Fig. 2C7

Examinemos la aplicación de estas curvas, suponiendo que se cumple el punto 3. Pero aún así, sólo excepcionalmente las constantes de la instalación real serán tales que aplicando las curvas se obtenga un resultado completamente correcto, e interesa saber la diferencia existente.

Los autores sólo tienen en cuenta la variación de la constante de tiempo T'_0 , recomendando que si T'_0 difiere sensiblemente de 5 s se modifique el parámetro t para el cual se busca I_t , reemplazándolo por $t (5/T'_0)$. Esto equivale a suponer que

$$I_t^2 = \left[I_p + (I'' - I') e^{-\frac{t}{0.05}} + (I' - I_p) e^{-\frac{x_d + x_r}{x'_d + x_r} \frac{t}{T'_0}} \right]^2 + \left[\sqrt{2} I'' e^{-\frac{t}{0.15}} \right]^2$$

se confunde prácticamente con

$$I_t^2 = \left[I_p + (I'' - I') e^{-\frac{t}{0.05} \frac{5}{T'_0}} + (I' - I_p) e^{-\frac{x_d + x_r}{x'_d + x_r} \frac{t}{T'_0}} \right]^2 + \left[\sqrt{2} I'' e^{-\frac{t}{0.15} \frac{5}{T'_0}} \right]^2$$

Además una diferencia considerable entre T y 0,15 s, y entre T'' y 0,05 s, sólo carece de importancia si t es suficientemente grande. Finalmente, hay que considerar las diferencias entre los valores admitidos de x_d , x'_d y x''_d y los reales; las correcciones que se deben introducir en ese caso han sido estudiadas por Lorraine.

Dalziel volvió a calcular en 1934 las curvas de Hahn y Wagner hasta $x = 300$ %, considerando separadamente el caso del generador de la **fig. 206** funcionando en carga, bajo U_n , I_n y $\cos \varphi = 0,8$ y el

caso del mismo generador funcionando en vacío bajo U_n , antes del defecto. En el primer caso *Dalziel* supuso, como *Hahn* y *Wagner*, que la componente continua era máxima; en el segundo admitió que esta componente era nula, buscando así un valor «inferior» de la corriente de corto-circuito. Otra diferencia consiste en la elección de una impedancia exterior Z_e , tal que $R_e/X_e \cong 0,33$, en lugar de X_e ($R_e = 0$).

Dalziel indicó, además de las curvas $I_t/I_n(x)$ e $I_s/I_n(x)$, las $I_t/I''(x)$ e $I_s/I''(x)$ que se deducen de las primeras utilizando la relación más o menos aproximada $I_t/I'' = I_t x/I_n$.

Las reglas alemanas, 1937, introdujeron curvas de decremento de la corriente simétrica de corto-circuito, obtenidas suponiendo que la red funciona en vacío en el instante del defecto; se entiende que los grandes motores se consideran como generadores.

Las curvas representan I_s/I'' en función de $I''/I_n \cong 1/x$ con $t = 0,25$ s y $t = 0,1$ s como valores del parámetro. Difieren de las curvas de Estados Unidos; para fijar las ideas damos algunos valores correspondientes en el cuadro siguiente

	x	0,11	0,25	0,5	1
$t = 0,25$	V.D.E. I_s/I''	0,63	0,77	0,95	1
	<i>Dalziel</i> I_t/I''	0,63	0,8	0,885	0,94

La comparación se puede hacer a pesar de que las curvas de Estados Unidos consideran la corriente total y las alemanas la corriente simétrica porque al cabo de 0,25 s la influencia de la componente continua no es considerable.

Las reglas inglesas 1937 indican igualmente curvas de decremento. En los interruptores cuyo poder de corte simétrico es inferior a 500 MVA, desprecian el amortiguamiento de la componente simétrica, lo que es admisible frecuentemente, porque los aparatos de pequeño poder de corte están instalados eléctricamente lejos de las centrales; pero está la excepción de las estaciones de pequeña potencia. En los aparatos cuyo poder de corte simétrico pasa de 500 MVA, las reglas suponen que la componente simétrica se amortigua pasando en 0,1 s a 90 % del valor inicial. Se supone que el corto-circuito se produce en un instante tal que la componente continua sea máxima y se dan las curvas $I_t/I''(t)$ con $\cos \varphi$ como parámetro. Es casi inútil observar que tales curvas se deben manejar con precauciones.

El progreso en la construcción de los interruptores se tradujo especialmente por la disminución de la duración de la apertura y de

la duración del arco; también se redujo considerablemente la duración de funcionamiento de los relés. En consecuencia el interés de las curvas de *Hahn* y *Wagner* tales como estaban trazadas disminuyó. Así en 1941, *Hanna*, *Travers*, *Wagner*, *Woodrow* y *Skeats* propusieron el nuevo procedimiento siguiente: se toma la mayor de las corrientes simétricas correspondientes a las diversas clases de defecto y calculadas tomando las reactancias subtransitorias de los generadores y las transitorias de los motores sincrónicos. Para tener en cuenta la componente continua propusieron multiplicar dicha corriente por 1,4 - 1,2 - 1,1 - 1,0 si el corte se obtiene con aparatos, provistos de relés ultra rápidos no retardados, cuya duración total de corte es de 2/60, 3/60, 5/60 y 8/60 s respectivamente. En el caso particular de un cortocircuito cerca de centrales de gran potencia recomendaron aumentar hasta en un 20 % la corriente simétrica ⁽¹⁾. Se cita como «ventajas» del procedimiento 1) la simplicidad en la determinación de la corriente cortada porque no hay que preocuparse del decremento; 2) el valor de la corriente así encontrado, un poco por exceso, aumenta el margen de seguridad (ver el párrafo 10).

Ya observamos que en la elección del aparato conviene hacer abstracción del atraso de los relés o escapes; el procedimiento que consiste en disminuir el poder de corte del interruptor que se compra atrasando intencionalmente el instante de separación de los contactos se debe desechar, porque en el caso de un funcionamiento intempestivo el interruptor está en peligro. También observamos que la corriente cortada por el aparato depende de las modificaciones producidas en la red entre el punto de instalación del interruptor y las estaciones centrales, de manera que hay que prever un margen para tener en cuenta las modificaciones que puedan realizarse en un futuro razonablemente próximo. Pero no creemos que la determinación de la corriente en el momento inicial de la separación de los contactos sea siempre superflua, y no somos partidarios del empleo uniforme del procedimiento ultra-simple mencionado. Particularmente la elección de la mayor de las corrientes de las diversas clases de defecto hace suponer que la tensión de restablecimiento entre contactos no desempeña papel alguno, hipótesis en contradicción con las mismas reglas norteamericanas que hacen crecer la mayor corriente cortada

⁽¹⁾ En vez de «hasta en un 20 %» se admitió después que para poderes de corte mayores que 500 MVA y defectos alimentados directamente por los generadores o a través de bobinas de reactancia, interpuestas para limitar la corriente de cortocircuito, los coeficientes serán 1,5 - 1,3 - 1,2 - 1,1 para las duraciones totales de corte de 2, 3, 5 y 8 ciclos respectivamente.

cuando disminuye la tensión de empleo, hasta alcanzar la corriente límite.

9. Influencia del factor de potencia del circuito cortado y de la tensión transitoria de restablecimiento sobre el poder de corte.

A. Factor de potencia del circuito cortado.

Sabemos que al aumentar el factor de potencia, el corte se hace más fácil

a) por la reducción de la tensión instantánea de restablecimiento y el aumento del amortiguamiento de la oscilación libre de la tensión (capítulo III, parágrafo 5, p. 122);

b) por el mayor amortiguamiento de la componente continua (capítulo I, parágrafo 4, p. 18) en los aparatos en que ésta agrava el corte.

Actualmente los constructores no dan ningún dato sobre la variación del poder de corte con el factor de potencia; el aparato se ensaya en condiciones muy desfavorables (factor de potencia frecuentemente menor que 0,1) y se entiende que en ausencia de indicación será capaz de cortar el circuito cualquiera que sea el valor del factor de potencia.

B. Tensión transitoria de restablecimiento.

Hemos visto (capítulo II, parágrafos 1, 9 y 10, y capítulo III, parágrafo 5) que la tensión transitoria de restablecimiento puede afectar considerablemente el corte, y que entonces, a igualdad de otros factores, cuanto más altas son las frecuencias propias, más difícil es el corte. Cuando no se indica nada al respecto, se entiende que el interruptor será capaz de cortar el circuito cualquiera que sea la tensión transitoria de restablecimiento. Para los aparatos de aire comprimido sin resistencias de amortiguamiento, particularmente sensibles a dicha tensión, algunos constructores dan las curvas de la disminución del poder de corte cuando crece la frecuencia propia del circuito. Tales curvas suponen el amortiguamiento despreciable y el circuito de una sola frecuencia libre. Podrían trazarse para circuitos de una sola frecuencia libre, con el grado de amortiguamiento como parámetro, pero aún así queda el problema de aplicarlas a los circuitos donde la forma de la oscilación libre es más compleja, lo cual, como mencionamos en la pág. 318, puede no ser simple.

Para intentar una solución proponemos lo siguiente: se traza la recta $u_r = v_{r \max} t$, donde $v_{r \max}$ es la velocidad máxima de restableci-

miento (capítulo III, párrafo 5, p. 121), hasta el mayor valor $u_{r \max}$ de la tensión alcanzado durante la oscilación, y se sigue después con $u_r = u_{r \max} = Cte$ (**fig. 208 a**). Busquemos ahora cual debería ser la frecuencia de una tensión transitoria de restablecimiento de una sola frecuencia que tuviese los mismos valores de $u_{r \max}$ y de $v_{r \max}$ y el mismo eje de oscilación. Su grado de amortiguamiento es, despreciando la variación de la tensión a la frecuencia de empleo en un medio período de la oscilación libre, $\alpha = \log_e k / \sqrt{\pi^2 + (\log_e k)^2}$ con $k = (u_r)_o / [u_{r \max} - (u_r)_o]$.

Tal curva se ha representado en la **fig. 208 b** y las oscilaciones en los dos casos parecen ser prácticamente equivalentes en lo que se refiere a la influencia de la tensión transitoria de restablecimiento sobre la severidad del corte.

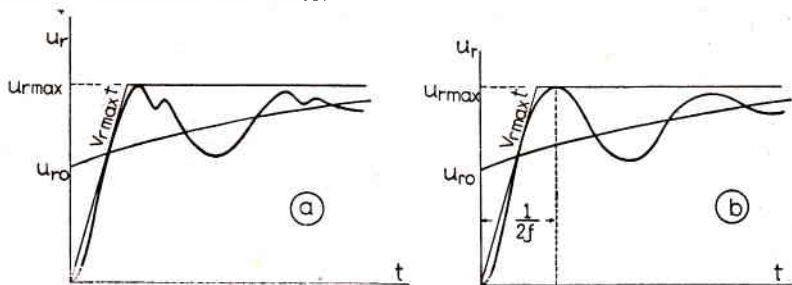


Fig. 208

Hemos encontrado que la frecuencia única de la oscilación ficticia equivalente se puede determinar por una relación simple

$$f = 0,45 \frac{v_{r \max}}{u_{r \max}} \sqrt{1 - \alpha^2}$$

válida, dentro de un error por exceso menor de 10 %, para todos los grados de amortiguamiento que dan una «punta» de tensión apreciable, o sea, prácticamente, $\alpha \leq 0,6$.

Conociendo pues la curva real de la oscilación en el lugar de empleo, el explotante puede determinar α y f , y, por consiguiente, utilizar las curvas de la variación del poder de corte en función de la frecuencia única de la oscilación, con α como parámetro.

10. Problema del margen de seguridad.

La manera actual de elegir un interruptor no tiene en cuenta ciertos factores, lo que, según el tipo del aparato, puede o no otorgar implícitamente un sensible margen al constructor. Estos factores son:

—el factor de potencia del circuito cortado es mayor que el del circuito de ensayo;

—la tensión transitoria de restablecimiento es menos severa en el lugar de empleo que en el circuito de ensayo;

—al calcular la corriente de corto-circuito se desprecian: 1) las resistencias de ciertos elementos, como ser de los alternadores y transformadores, y a veces aún de los cables y líneas; 2) la capacidad de las líneas largas; 3) la impedancia del defecto, etc.

—no se suele tener en cuenta la disminución de la tensión de restablecimiento entre contactos con la duración del defecto.

Además, de acuerdo con la práctica moderna americana (pág. 385) puede haber concesión de un margen suplementario por

—utilización de las reactancias subtransitorias de los generadores y transitorias de los motores sincrónicos en el cálculo de la corriente de corto-circuito, es decir, no se tiene en cuenta el amortiguamiento de la corriente simétrica de corto-circuito;

—elección de la más grande de las corrientes relativas a las diversas clases de defecto.

Por otra parte el explotante debe tener en cuenta las sobreteniones eventuales a la frecuencia de servicio, la incertidumbre en el valor de las constantes del circuito, etc., de modo que a veces, después de determinar el poder de corte con los datos disponibles, se presenta el problema de aumentar el valor obtenido. La cuestión tiene importancia si el poder de corte encontrado es muy próximo a un valor normalizado, de modo que tal aumento conduciría a elegir el aparato que sigue al de poder de corte inmediatamente superior, y que resulta ser de poder de corte netamente excesivo. El conocimiento de datos sobre la variación del poder de corte con el factor de potencia y la tensión transitoria de restablecimiento, daría al explotante más elementos de juicio, para ver si el aumento puede ser evitado.

La posición del explotante no se ve tampoco facilitada por el hecho de ignorar el margen adoptado en la construcción por el fabricante. Es cierto que por razones económicas muchas de las piezas constitutivas del interruptor se construyen en un número menor que la cantidad de aparatos normalizados. En aparatos de pequeño poder de corte puede hasta ocurrir que casi el mismo aparato sea vendido como teniendo poderes de corte nominales normales distintos. Pero si bien no se puede hablar de un margen de seguridad uniforme, el constructor se concede un margen más que suficiente para compensar las desigualdades de fabricación, y hasta una cierta falta de mantenimiento en servicio. Los márgenes no se piden para utilizarlos redu-

ciendo el poder de corte del aparato a elegir, sino para ver más claramente si en el caso en que el poder de corte calculado pero no aumentado es próximo a un valor normalizado, el margen total —parte por los factores arriba mencionados y parte por construcción— es suficiente para no aumentar. Este es, como en todos los casos, un problema económico: una menor probabilidad de accidente contra un gasto inicial más elevado.

11. Discusión del punto Ab 7. Poder de cierre. Corriente establecida.

En los circuitos prácticamente reactivos se tomará como corriente a establecer

$$I_e = 1,8 \sqrt{2} I'' \cong 2,5 I''$$

donde I'' designa la mayor de las corrientes subtransitorias relativas a diversas clases de defecto.

Por consiguiente 2,5 sólo representa la relación de los poderes nominales de cierre y simétrico de corte, si

1) el poder de corte está basado sobre la corriente subtransitoria ($y = 1$);

2) la misma clase de defecto sirve para determinar tanto el poder de corte como el de cierre. En las redes con neutro a tierra, ello ocurre si el interruptor responde a las hipótesis I y II, o si, cuando responde a la hipótesis III, se tiene $b \geq 1$ (ver el párrafo 6, págs. 376 y 377). En caso contrario el coeficiente puede ser sensiblemente mayor que 2,5;

3) $U_n = U_e$ en los interruptores en que la corriente cortada depende de la tensión de empleo (págs. 362 y 363).

Puede pues ocurrir que el aparato que correspondería elegir en base al poder de corte, tenga poder de cierre insuficiente, y se esté en la obligación de elegir un aparato de poder de corte mayor que el necesario. El problema del cierre es el de los esfuerzos electrodinámicos, entre los cuales podemos distinguir (capítulo IV, párrafos 1, 3 y 6): 1) los que impiden el movimiento de cierre, que se combaten fundamentalmente eligiendo un comando más potente o mejor estudiado; 2) los que repelen los contactos, que se combaten por construcción conveniente de éstos; y 3) los que se ejercen sobre las diferentes partes fijas, que se combaten reforzando la construcción. Observemos que si la corriente es mayor en un defecto parcial que en un defecto trifásico, ello es particularmente inconveniente para los esfuerzos clasificados en 2) y 3), pero menos en lo referente a los cla-

sificados en 1), puesto que el movimiento no es obstaculizado en todos los polos.

Es perfectamente posible construir —y se construyen— aparatos donde la relación entre los poderes nominales de cierre y simétrico de corte sea netamente mayor que 2,5, valor éste que es a menudo insuficiente para los aparatos que no responden a la hipótesis I. Así, en los aparatos que responden a la hipótesis III, I_a/I''_3 alcanza U_n/U_e (suponiendo $U'_n/U_n = \sqrt{3}/2$) para $y = 1$, $b \geq 1$, $1,73 U_n/U_e$ en el caso teórico $y = 1$, $b = 0$ (págs. 376 y 377), y valores que pueden ser mucho más elevados todavía para y netamente superior a 1 (**figs. 199 y 201**). Por otra parte, es cierto que el aumento del amortiguamiento de la componente continua disminuye rápidamente la relación $I_e/\sqrt{2I''}$, como lo vimos en el capítulo I, parágrafo 4, p. 18. Las reglas alemanas dan inclusive la curva $I_e/\sqrt{2I''}$ en función de $R/X = \tan \varphi$, análoga a la de la **fig. 7**, pág. 18. Por consiguiente, para los aparatos de tensiones bajas y moderadas —que a veces se usan con tensiones de empleo netamente inferiores a la nominal— del tipo en que la corriente cortada depende de la tensión de empleo, y de duración total de corte relativamente larga (8 ciclos), puede ser económicamente conveniente disponer de aparatos que, para el mismo poder de corte, tengan distintos poderes de cierre, y, en particular, de relación entre los poderes de cierre y simétrico de corte netamente superior a 2,5. En cambio, para los aparatos de corte muy rápido (5 y 3 ciclos), de tensiones muy elevadas, no previstos para utilización con tensión de empleo netamente inferior a la nominal, dicha relación, en general, no tendrá que exceder sensiblemente de 2,5. Debido a que hasta ahora, de acuerdo con la práctica corriente europea, la ausencia de indicación implicaba que el poder de cierre era 2,5 veces el nominal simétrico de corte, para evitar confusiones preferimos que dicha norma sea conservada (p. 320), y que se explicité la relación cuando ella es mayor que 2,5. Como ya notamos en la pág. 363, esta relación debe ser particularmente grande en los aparatos utilizados con tensiones de empleo sensiblemente inferiores a la tensión nominal.

En Estados Unidos se caracteriza la corriente sobre la que hay que cerrar por su valor total eficaz, y no por su valor de cresta; el valor correspondiente a 2,5 I'' es $\sqrt{1^2 + (0,8 \sqrt{2})^2} I'' \cong 1,5 I''$.

El procedimiento recomendado americano (*Hanna, Travers, Wagner, Woodrow y Skeats*) consiste en multiplicar por 1,6 la mayor de las corrientes simétricas relativas a las diversas clases de defecto, calculadas tomando las reactancias subtransitorias tanto de los generados

res como de los motores sincrónicos. Para tensiones de empleo iguales o menores a 5 kV, a menos que se trate de defectos alimentados directamente por los generadores, o a través de bobinas de reactancia, se tomará 1,4 en vez de 1,6, en razón de un mayor amortiguamiento de la componente continua. En consecuencia, si se aplica el procedimiento recomendado americano a la elección del poder de corte (p. 385) (recordando que puede conducir a un valor excesivo de dicha magnitud), la relación entre los poderes nominales de cierre y de corte (asimétrico) sólo puede alcanzar $1,6 U_n/U_c$, valor correspondiente a los aparatos de duración total de corte de 8 ciclos. Para los aparatos de tensión muy elevada, dicha relación sólo alcanza $1,6/1,2 = 1,33$ si la duración total de corte es de 3 ciclos, y 1,45 si la duración es de 5 ciclos.

Los valores nominales normales del poder de cierre no han sido todavía establecidos en las reglas americanas; si —como las definiciones de dichas reglas lo permiten prever— estos valores fuesen los mismos que para la sobreintensidad admisible de 1 segundo, la relación entre los poderes nominales normales de cierre y de corte variaría con el aparato entre 1,6 y 12,5; los valores más elevados corresponden a las tensiones bajas y moderadas, y se deben al posible empleo de estos aparatos en tensiones de empleo netamente inferiores a la nominal. En efecto, la relación entre el poder nominal normal de cierre y la corriente límite normal sólo variaría entre 1,6 y 2 sensiblemente (ver los cuadros III a y b, y IV a y b del capítulo X, parágrafo 15; relaciones I_1/I_c y I_1/I_l).

12. Discusión de los puntos Ab 8 y 8a. Sobreintensidades de corta duración admisibles.

Las sobreintensidades de corta duración se determinan a partir de $I_t(t)$ sin dificultad alguna, si bien el procedimiento (capítulo X, parágrafo 12) es algo engorroso. La clase de defecto para la cual las sobreintensidades de corta duración son las mayores no siempre es evidente a priori; para valores de b reducidos es el defecto monofásico (ver la **fig. 199**, pág. 369).

Las reglas de los Estados Unidos hacen la corriente de 1 s igual al valor total eficaz de la corriente de corto-circuito durante la mayor alternancia o sea el mismo valor que corresponde a la corriente establecida; las recomendaciones americanas para su determinación son las indicadas en el parágrafo precedente para el poder de cierre.

La determinación es así más simple que según las reglas CEI y europeas, pero el procedimiento de estas últimas es más lógico,

si las sobreintensidades de corta duración deben caracterizar en primer lugar los efectos térmicos (ver el capítulo I, párrafo 11), dado que la corriente establecida tiene en cuenta los efectos electrodinámicos. El valor obtenido por el procedimiento americano es mayor, sin que haya correspondencia simple con el obtenido por el procedimiento CEI y europeo.

La corriente de 5 s según las reglas americanas es la de corto-circuito medida al cabo de 1 s. Su determinación es así más rápida que por el procedimiento CEI y europeo, pero no hay correspondencia simple entre los dos valores.

Se recordará (p. 363) que la utilización del aparato con una tensión de empleo netamente inferior a la nominal puede conducir a la elección de un aparato en base al poder de cierre y a la sobreintensidad de corta duración admisible, de intensidad nominal o aún de poder de corte mayor que el necesario.

13. Discusión de los puntos Ab 9 y 10. Duración de apertura y duración total de corte.

El constructor debe indicar estos datos. Para determinar la corriente cortada es necesario conocer la duración de apertura. La duración total de corte (y de corte y cierre en los interruptores con reenclavamiento automático de las líneas de interconexión) tiene un interés fundamental en lo referente a la estabilidad.

14. Discusión de los puntos Ca 4 y Cb 4. Corriente límite dinámica del escape.

La corriente límite dinámica del escape debe ser igual a la corriente establecida (ver el párrafo 11); en el caso del escape secundario se debe tener en cuenta la deformación eventual introducida por el transformador de intensidad.

15. Discusión de los puntos Ca 5 y Cb 5. Corrientes límite térmica del escape.

La corriente límite térmica del escape se determina según la curva de la corriente total de corto-circuito en función del tiempo (ver el párrafo 12), teniendo en cuenta la deformación eventual introducida por el transformador de intensidad para los escapes secundarios.

La consideración de los otros puntos no necesita aclaraciones suplementarias particulares.

Fé de erratas provisoria

Pág.	línea	desde	dice	debe decir
1	2	arriba	o a un corto circuito	, a los fenómenos transitorios de conexión o a un corto-circuito
4	22	arriba	arrollamiento inductor en circuito abierto;	arrollamiento inductor con circuito del inducido abierto;
46	11	arriba	$\sim \pi/2 \omega_0$	$\sim \pi/\omega_0$
46	17	arriba	$\pi/2 \omega_0$	$\sim \pi/\omega_0$
52	6	arriba	$i_3 = E_m \sin (\omega t - 4 \pi/3)$	$i_3 = I_m \sin (\omega t - 4 \pi/3)$
52	7	abajo	frecuencia propia	pulsación propia
67	19	arriba	$e_a = E_m \cos (\omega t_1 + \beta)$. La	$e_a = E_m \cos (\omega t_1 + \beta)$. (En realidad, la hipótesis de $e_a = Cte$ no es válida en este caso, pero la seguimos admitiendo para mayor simplicidad). La
82	fig. 82, a y d:		el tubo móvil de contacto es demasiado corto (error de dibujo)	
96	5	arriba	experiencia.	experiencia de explotación.
120	8	arriba	U_r ,	u_r ,
120	2	abajo	$U_r(t)$	$u_r(t)$
121	2	arriba	$U_r(t)$	$u_r(t)$
310	13	abajo	Estados Unidos 200	Estados Unidos 200 ¹⁾
310	entre 10 y 9	abajo		agregar: ¹⁾ este valor se suprimió en las reglas 1945, agregándose el de 5000 A para futuros desarrollos
320	13	abajo	es demasiado pequeño en el caso de	puede ser demasiado pequeño, como, por ejemplo, en el caso de
324	cuadro III b			
325	columna 34,5 kV			
	5	abajo	79	70
367	11	abajo	servicio. En	servicio; el valor de a tendrá pues que ser mayor en los aparatos que responden a las hipótesis II y III que en las que responden a la hipótesis I. En

BIBLIOGRAFIA

Los números a la derecha indican el o los capítulos que se refieren particularmente al tema del artículo.

J. A. Adams, W. F. Skeats, R. C. Van Sickle, T. G. A. Sillers — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 771 — Practical calculation of circuit transient recovery voltages	2
A.I.E.E. Joint Committee on bushings — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 590 — Proposed standards for outdoor bushings	12
A.I.E.E. Joint Committee on bushings — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 266 — Report on apparatus bushings	12
A.I.E.E. Committee on protective devices — El. Eng., 1941, p. 523 — Ten years of progress in circuit interrupters	3
A.I.E.E. Committee on protective devices — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 481 — Interim report on application and operation of circuit-breakers and switchgear	14
A.I.E.E. Committee on automatic stations — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 536 — Interim report on application and operation of automatic reclosing equipment on stub feeders	8
P. Ailleret — Bull. S.F.E., 1938, p. 341 — L'élimination des défauts transitoires sur les lignes d'interconnexion par le réenclenchement ultra-rapide des disjoncteurs	8
A. Amstutz — R.B.B., 1944, p. 107 — Les disjoncteurs d'extérieur soumis aux plus rudes intempéries	6
B. A. Anderson — El. Eng., 1934, p. 48 — Automatic reclosing of oil circuit breakers	8
C. H. van Asperen — Tr. A.I.E.E., 1923, p. 1091 — Mechanical forces on busbars under short-circuit conditions	1
S. S. Attwood, W. G. Dow, W. Krausnick — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 854 — Reignition of metallic a-c arcs in air	3
B. P. Baker — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 440 — The vertical flow interrupter and its application to "oil-poor" circuit breakers	6
B. P. Baker, H. M. Wilcox — Tr. A.I.E.E., 1930, p. 431 — The use of oil in arc rupture	5
G. Balachowsky — Bull. S.F.E., 1946, p. 389 — Les interrupteurs utilisés dans les essais de réenclenchement rapide au Poste de Soleil à Saint Etienne	8, 9
G. Balachowsky — Bull. S.F.E., 1946, p. 231 — Interrupteurs à très haute tension à air comprimé	6
W. M. Bauer, J. D. Cobine — G.E.R., 1941, p. 315 — Gap recovery strength of a-c arcs at high pressure	3, 9
S. Beckwith — El. Eng., 1937, p. 813 — Approximating Potier reactance	14
P. Bendmann — E.T.Z., 1937, p. 239 — Umbau alter Oelschalter zu Hochleistungsschalter	4
G. Benischke — R.G.E., 1929, t. 26, p. 299 (abs. El. u. M., 1928, p. 217) — Les questions relatives aux interrupteurs dans l'huile après 30 ans d'expérience	3, 4

R. M. Bennett, B. W. Wyman — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 383 — Medium-capacity air-blast circuit breakers for metal-clad switchgear	6
R. Berline — R.G.E., 1933, t. 34, p. 908 — Le rôle et le travail de l'huile dans les transformateurs et interrupteurs	4
L. V. Bewley — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 1215 — Transient oscillations in distributed circuits	2
J. Biermanns — E.T.Z., 1927, p. 1137, 1181 — Oelschaltversuche	9, 4, 5
J. Biermanns — E.T.Z., 1929, p. 1073, 1114 — Hochleistungsschalter ohne Oel	6
J. Biermanns — E.T.Z., 1930, p. 299 — Hochleistungsschalter ohne Oel	6
J. Biermanns — E.T.Z., 1932, p. 641, 675 — Ueber den Unterbrechungsvorgang im Hochleistungsschalter	3
J. Biermanns — E.T.Z., 1933, p. 165, 194 — Fortschritte im Bau von Druckgasschaltern	6
L. Binder — E.T.Z., 1932, p. 1241 — Kurzschluss Erwaermung an Verbindungs- und Schaltstuecken	1, 4
G. M. Blanc — 8° C.I.G.R.E., 1935, No. 107 — Contribution à l'étude du phénomène de rupture de l'arc électrique alternatif	3
A. R. Blandford — J.I.E.E., 1943, part II, p. 411 — Air blast circuit breakers	6
E. W. Boehne — El. Eng., 1935, p. 530 — The determination of circuit recovery rates	2, 3
E. W. Boehne — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 524 — The geometry of arc interruption, I	2
E. W. Boehne — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 375 — The geometry of arc interruption, II. Current-zero phenomena	3
E. W. Boehne, L. J. Linde — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 202 — Magneblast air circuit breaker for 5 kV service	6
O. Bohny, E. Benninger — R.G.E., 1927, t. 21, p. 455 — Contribution à la construction des disjoncteurs à pouvoir de coupure élevé	14
Bourdon, Gires, Bourgogne — Bull. S.F.E., 1946, p. 383 — Exposés des exploitants sur les disjoncteurs à eau	6
A. Boyajian, G. Camili — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 137 — Orthomagnetic bushing current transformers for metering	4
A. Boyajian, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 949 — Bushing type current transformer for metering	4
H. D. Braley — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 31 — Field tests on high capacity station circuit-breakers	9
T. F. Brandt, H. L. Rorden — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 255 — High voltage bushing	4
Ch. Bresson — R.G.E., 1931, t. 29, p. 13 — Phénomènes électrodynamiques dus aux courants intenses dans l'appareillage	1, 4
Ch. Bresson — R.G.E., 1931, t. 29, p. 227 — Montage sur les bornes des interrupteurs de transformateurs de mesure	4
Ch. Bresson — 7° C.I.G.R.E., 1933, No. 1 — Fonctionnement des interrupteurs haute tension suivant les procédés d'extinction de l'arc	3
Ch. Bresson — R.G.E., 1934, t. 36, p. 511 — Perfectionnements à la station d'essai de Delle	9
Ch. Bresson — 8° C.I.G.R.E., 1935, No. 103 — Interrupteurs à air pour hautes tensions et interrupteurs à volume d'huile réduit pour très hautes tensions	6
Ch. Bresson — 9° C.I.G.R.E., 1937, No. 107 — Propriétés et applications des interrupteurs et disjoncteurs de nouvelle technique	6
Ch. Bresson — 10° C.I.G.R.E., 1939, No. 109 — La coupure des lignes à vide par les interrupteurs	2
Ch. Bresson — R.G.E., 1944, p. 203 — Disjoncteur pneumatique à grand pouvoir de coupure pour moyennes tensions	6
Ch. Bresson — Bull. S.F.E., 1946, p. 259 — L'interrupteur à petit volume d'huile pour moyennes tensions	6
Ch. Bresson — Bull. S.F.E., 1946, p. 212 — L'interrupteur pneumatique à résistance	6
O. B. Bronn — 9° C.I.G.R.E., 1937, No. 128 — Soufflage de l'arc par un champ magnétique	3

V. A. Brown — 11° C.I.G.R.E., 1946, No. 138 — Essais en court-circuit et certificats d'étalonnement des appareils électriques de grande puissance	9
T. E. Browne Jr. — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 185 — Extinction of a-c arcs in turbulent gases	3
T. E. Browne Jr. — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 1461 — Extinction of short a-c arcs	3
T. E. Browne Jr. — Tr. A.I.E.E., 1946, p. 169 — Dielectric recovery by an a-c arc in an air blast	3
A. L. Brownlee, W. H. Wickham — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 940 — Bushing tests	4, 12
C. E. R. Bruce — R.G.E., 1931, t. 30, p. 678 (abs. J.I.E.E., 1931, t. 69, p. 557) — Répartition de l'énergie libérée dans un disjoncteur dans l'huile et l'étude de la température de l'arc	4, 3
H. L. Byrd, E. B. Rietz — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 160 — A high capacity high voltage three cycle oil circuit breaker	5
H. L. Byrd, B. S. Beall — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 229 — A three cycle 3500 MVA air blast circuit breaker for 138 kV service	6
L. Cabanes — Bull. S.F.E., 1945 — Résultats d'essais et dispositions prises en matière de réencenchement automatique sur un réseau à 150 kV ..	8
V. Candie — R.G.E., 1921, t. 10, p. 291 — Les interrupteurs à l'huile d'extérieur	4
A. M. Cassie — 8° C.I.G.R.E., N° 122 — Quelques aspects du calcul du régime transitoire de la tension de réamorçage	2
B. Cerretelli — Elca, 1938, p. 686, 728 — Interruttori a gas compresso	6
R. Chambrillon — R.G.E., 1945, p. 118 — Détermination de la composante apériodique dans les réseaux au moment de court-circuit et de l'amplitude maximum de la première onde de courant	1
P. Charpentier — R.G.E., 1919, t. 6, p. 404 — Les phénomènes d'interruption dans l'huile et les possibilités de réglementation des appareils	3, 4, 10
P. Charpentier — R.G.E., 1920, t. 8, p. 211 — Disjoncteur Maljournal et Bourron à chambres de compression	5
P. Charpentier — R.G.E., 1921, t. 9, p. 243, 271 — Quelques problèmes sur les isolateurs et les isolements	4
P. Charpentier — R.G.E., 1921, t. 9, p. 687 — Un critérium de la capacité de rupture des disjoncteurs à l'huile	4
P. Charpentier — R.G.E., 1923, t. 13, p. 737 — Dimensionnement, construction et détermination des disjoncteurs dans l'huile	4
P. Charpentier — R.G.E., 1925, t. 17, p. 93, 141, 183 — Dimensionnement, construction et détermination des disjoncteurs dans l'huile	4
P. Charpentier — R.G.E., 1926, t. 19, p. 307, 493, 593 — Dimensionnement, construction et détermination des disjoncteurs dans l'huile	14
J. C. Chaston — J.I.E.E., 1941, Part II, p. 276 — Materials for electrical contacts	4
A. Clerc — R.G.E., 1928, t. 24, p. 217, 255 — Le réencenchement sur court-circuit des disjoncteurs à pouvoir de coupure élevé. Etude des pare-étincelles	4
A. Clerc — R.G.E., 1935, t. 38, p. 741, 782 — Perfectionnement aux interrupteurs à haute tension et soufflage par air comprimé	6
H. W. Clothier — R.G.E., 1933, t. 33, p. 96 (abs. J.I.E.E., 1932, t. 71, p. 285) — Progrès réalisés dans les interrupteurs cuirassés, la protection automatique et la commande à distance	3
W. A. Coates — The El., 1922, t. 88, p. 526 — High voltage switchgear design	3
W. A. Coates, W. H. Wedmore — R.G.E., 1918, t. 4, p. 882 — Considérations sur les disjoncteurs à l'huile	4
K. T. Compton — Tr. A.I.E.E., 1927, p. 868 — The electric arc	3
C. Concordia, F. J. Maginniss — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 288 — Inherent errors in the determination of synchronous machine reactances by tests	1
C. Concordia, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 371 — Effect of restriking on recovery voltage	2
C. Concordia, C. N. Weygandt, H. S. Shott — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 280 — Transient characteristics of current transformers during faults	9

W. A. Cook — J.I.E.E., 1941, part II, p. 302 — Outdoor bushings. Their construction, testing and standardization	4
W. F. Cooper — J.I.E.E., 1943, part II, p. 23 — Insulating oil in relation to circuit breaker failures	4
A. W. Copley — Tr. A.I.E.E., 1923, p. 1019 — High voltage circuit breakers	4
F. Cornu — R.G.E., 1943, p. 3 — La télécommande des disjoncteurs sur la ligne électrifiée du chemin de fer de Paris à Sceaux et à Massy Palaiseau	7
H. E. Cox, T. W. Wilcox — J.I.E.E., 1944, part II, p. 483 — The influence of resistance switching on the design of high voltage air blast circuit breakers	2, 6
W. Cramp, A. P. Jarvis — R.G.E., 1931, t. 29, p. 464 (abs. J.I.E.E., 1930, t. 68, p. 1301) — Analyse mathématique d'un arc shunté	3
S. B. Crary, L. F. Kennedy, C. A. Woodrow — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 339 — Analysis of the application of high speed reclosing breakers to transmission systems	8
R. C. Cunningham, A. W. Hill — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 695 — A compressed air operating mechanism for oil circuit breakers	7
C. F. Dalziel — El. Eng., 1934, p. 331 — Decrement curves for power systems	14
C. Dannatt, R. A. Polson — J.I.E.E., 1941, part II, p. 41 — A method for determining the restriking characteristics of power networks whilst in service	2
R. David — R.G.E., 1929, t. 25, n. 795, 840, 883 — Contribution à l'étude du court-circuit des alternateurs	1
R. David — Bull. S.F.E., 1939, p. 761 — Définition et calcul des réactances contractuelles des alternateurs de grande puissance	1
D. R. Davies — The El., 1922, t. 88, p. 712, t. 89, p. 6, 95, 124 — Considerations relating to the design of oil circuit breakers	4
C. W. Denny — R.G.E., 1925, t. 18, p. 535 (abs. The El. R., 1925, t. 96, p. 848) — Interrupteurs dans l'huile à contacts montés en série	4
R. C. Dickinson — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 528 — The structural development of the deion circuit breaker up to 15000 V	6
R. C. Dickinson — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 421 — High power deion air circuit breaker	6
R. C. Dickinson — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 242 — A 500 MVA 7.5 kV air circuit breaker for steel-mill service	6
R. C. Dickinson, R. Frink — Tr. A.I.E.E., 1946, p. 220 — Size reduction and rating extension of magnetic air circuit breakers up to 500 MVA, 15 kV	6
R. C. Dickinson, B. I. Hayford — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 302 — A new 50 MVA, 5 kV oilless circuit breaker and metal clad switchgear unit	6
R. C. Dickinson, R. H. Nau — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 197 — New air circuit breaker interrupting 250 MVA	6
S. Dmitrieff, J. Kungler — Rev. E. M., 1931, N° 15, p. 12 — Sur le pouvoir de coupure des interrupteurs à l'huile	9
R. E. Doherty, A. C. Nickle — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 457 — Synchronous machines	1
R. E. Doherty, A. C. Nickle — Tr. A.I.E.E., 1930, p. 700 — Three-phase short-circuit synchronous machines	1
E. G. Dorgelo — R. T. Philips, 1937, p. 103 — Circuits à courants alternatifs pour lampes à décharge	2
J. Dormont — Bull. S.F.E., 1946, p. 205 — Exposé sur la coupure normale des arcs par l'air comprimé	6
J. Dormont — Bull. S.F.E., 1946, p. 266 — Exposé sur la coupure d'arcs par jets d'huile	6
J. Dormont, G. Balachowski — Rev. E.M., 1937, N° 51, p. 10 — Un nouvel interrupteur à faible volume d'huile	6
R. Dubey — Rev. E.M., 1938, N° 61, p. 29 — L'évolution et l'amélioration de l'appareillage blindé à haute tension	3
G. W. Dunlap — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 958 — The recovery voltage analyzer for determination of circuit recovery characteristics	2, 9
H. B. Dwight — Tr. A.I.E.E., 1920, p. 1337 — Calculation of magnetic force on disconnecting switches	1
L. W. Dwyer — El. W., 1930, p. 786 — Field tests on deion grid breakers	5

L. W. Dwyer — El. W., 1930, p. 844 — 220 kV tests on deion breakers ..	5
V. Easton — J.I.E.E., 1943, part II, p. 202 — Some factors affecting the design of alternators for switchgear testing	9
W. S. Edsall, S. R. Stubbs — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 503 — Circuit interruption by air blast	6
R. D. Evans, A. C. Monteith — El. Eng., 1937, p. 695 — System recovery voltage determination by analytical and a.c. calculating board methods ..	2
R. D. Evans, A. C. Monteith — Tr. A.I.E.E., 1938, p. 432 — Recovery voltages and protector tube application	2
R. D. Evans, C. F. Wagner — Tr. A.I.E.E., 1926, p. 51 — Studies of transmission stability	1
R. D. Evans, C. F. Wagner — C.I.E., 1932, Paris, t. 6 — La stabilité des systèmes de transmission d'énergie électrique	1
R. D. Evans, R. L. Witzke — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 690 — Practical calculation of electrical transients on power systems	2
L. H. R. Everitt — J.I.E.E., 1945, part I, p. 330 — The calculation of the short time ratings of bare electrical conductors	1
A. Fairweather — J.I.E.E., part I, p. 301 — The closure and partial separation of a metallic contact	4
J. Fallou — R.G.E., 1924, t. 15, p. 468 — Enclenchement et déclenchement d'un câble à haute tension par un disjoncteur dans l'huile	2
J. Fallou — 8 ^e C.I.G.R.E., 1935, N° 101 — Contribution à l'étude du régime transitoire succédant à la coupure d'un court-circuit	2
B. Fernier — Bull. S.F.E., 1942, p. 181 — La coupure des lignes à 330 kV ..	5
J. H. Foote, J. R. North — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 585 — Coordination of equipment with basic insulation levels	3
J. S. Forrest — J.I.E.E., 1942, part II, p. 60 — The characteristics and performance in service of high voltage porcelain insulators	4
C. L. Fortescue — Tr. A.I.E.E., 1925, p. 984 — Transmission stability	1
P. Fourmarier, J. K. Brown — R.B.B., 1937, p. 217 — Détermination expérimentale de la forme de la tension de rétablissement aux bornes d'un disjoncteur par une méthode de résonance à haute fréquence	2
R. F. Franklin — Tr. A.I.E.E., 1925, p. 420 — Short-circuit currents of synchronous machines	1
M. Gérardin — R.G.E., 1934, t. 35, p. 661 — Appareillage cuirassé à 132 kV ..	3
M. Gerlach — E.T.Z., 1939, p. 363 — Verfahren zur Berechnung des Dauerkurzschlussstromes	14
S. Gerszonowicz — Rev. Ing. Montevideo, 1941, p. 115, 179 — Cálculo de las corrientes de corto-circuito trifásico permanente	14
S. Gerszonowicz — Galvanómetros, 1943, p. 7-27; Editorial Médico-Quirúrgica, Buenos Aires y G. E. Stechert, New York	2
S. Gerszonowicz — Rev. El., Buenos Aires, 1943, p. 453 — Cálculo de las corrientes permanentes de corto-circuito entre una fase y tierra o entre dos fases, sin o con tierra, en redes trifásicas	14
S. Gerszonowicz — Bol. Fac. Ing., Montevideo, 1943, p. 397 — Influencia de la componente continua de la corriente cortada sobre el poder de corte de los interruptores de corriente alterna en alta tensión	11
S. Gerszonowicz — Bol. Fac. Ing., Montevideo, 1944, p. 735 — Elección del poder de corte de los interruptores para redes trifásicas, considerando especialmente la influencia del desequilibrio de las corrientes de corto-circuito	14
A. C. Gibson — BEAMA J., 1943, p. 304 — The use of silver as a contact metal in switchgear	4
S. L. Goldsborough, A. W. Hill — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 77 — Relays and breakers for high speed single pole tripping and reclosing	8
L. Gosland — J.I.E.E., 1940, t. 86, p. 248 — Restriking voltage characteristics under various fault conditions at typical points on the network of a large city supply authority	2
L. Gosland — J.I.E.E., 1941, part II, p. 121 — Transients of restriking voltage on overhead line systems	2
F. Grieb — R.B.B., 1944, p. 359 — L'importance de la rapidité de coupure dans les installations électriques	8

A. Guillaume — Bull. S.F.E., 1946, p. 371 — Disjoncteurs à moyenne tension pour installation intérieure (à eau)	6
A. Guillaume — Bull. S.F.E., 1946, p. 410 — Les essais indirects à tension réduite	9
H. W. Haberl, O. Jensen — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 869 — Mechanical simplicity of air blast air breakers	6
H. W. Haberl, R. A. Moore — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 859 — Some air blast circuit breaker installations in Canada	6
W. C. Hahn, C. F. Wagner — Tr. A.I.E.E., 1932, p. 353 — Standard decrement curves	14
S. Q. Hayes, E. M. Hewlett — R.G.E., 1917, t. 1, p. 367 (abs. Proc. A.I.E.E., 1916, p. 1621, 1641) — Sur la capacité de rupture des disjoncteurs à l'huile	14
W. M. Hanna — G.E.R., 1937, p. 125, 189, 287, 383 — Calculation of short-circuit currents in a-c networks	1
W. M. Hanna, H. A. Travers, C. F. Wagner, C. A. Woodrow, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 877 — System short-circuit currents	14
J. A. Harle, R. W. Wild — J.I.E.E., 1944, part II, p. 469 — Restriking voltage as a factor in the performance, rating and selection of circuit breakers	2
A. P. Harvey, H. A. Erith — J.I.E.E., 1941, part I, p. 286 — The proving of oil circuit breakers under short-circuit conditions	14
H. L. Hazen, O. R. Schurig, M. F. Gardner — Tr. A.I.E.E., 1930, p. 1102 — The M.I.T. network analyzer	14
F. Henker — E.T.Z., 1941, p. 347 — Neue Kontakte fuer Elektrotechnik ..	4
E. M. Hewlett, J. W. Mahoney, C. A. Burnham — Tr. A.I.E.E., 1918, p. 123 — Rating and selection of oil circuit-breakers	14
T. J. Higgins — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 659 — Formulas for calculating short-circuit forces between conductors of structural shape	1
T. J. Higgins — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 710 — Formulas for calculating short-circuit forces between channels located back to back	1
A. W. Hill, W. M. Leeds — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 113 — High voltage oil circuit breakers for rapid reclosing duty	8
A. W. Hill, W. M. Leeds — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 317 — The next step in interrupting capacity-5000 MVA	5
J. D. Hilliard — Tr. A.I.E.E., 1922, p. 647 — Tests on General Electric oil circuit breakers at Baltimore	5, 9
J. D. Hilliard — Tr. A.I.E.E., 1924, p. 635 — Circuit breaker tests at Bessemer, Ala, on 300 A, 100 kV breakers	5, 9
J. D. Hilliard — Tr. A.I.E.E., 1924, p. 641 — Oil circuit breaker investigation as carried on with a 26700 kVA generator	9
L. S. Hobson — G.E.R., 1935, p. 511 — The oil circuit recloser and its operation	8
A. W. Hull, R. W. Moore, O. H. Doll — G.E.R., 1939, p. 525 — Sealed glass bushings for electrical apparatus	4
K. Humburg — The El., 1924, t. 93, p. 198 — Condenser type bushings ..	4
L. F. Hunt, E. W. Boehne, H. A. Peterson — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 98 — Switching overvoltage hazard eliminated in high voltage oil circuit breakers	2
C. Hunter — J.I.E.E., 1940, v. 87, p. 665 — Mechanical integrity in the design of electrical circuit breakers	4
C. Hunter — BTH Act., 1942, p. 177 — Pneumatic operating systems ..	6
C. Hunter — BTH Act., 1946, p. 106 — Oil circuit breakers and their operating mechanisms	4, 7
A. Imhof — R.G.E., 1927, t. 21, p. 751 — Méthode de calcul rapide des isolateurs de traversée	4
P. Jacottet, F. Ollendorff — E.T.Z., 1930, p. 926 — Praktische Berechnungsmethoden fuer den Stosskurzschlussstrom von Drehfeldmaschinen ..	14
B. G. Jamieson — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 535 — Field tests of the deion circuit breaker	6
J. S. Jenks — Tr. A.I.E.E., 1924, p. 648 — High voltage circuit breakers. The operators view-point	4

E. Juillard — 7° C.I.G.R.E., 1933, N° 31 — Contribution à la définition de la vitesse de rétablissement de la tension de rupture dans les interrupteurs à courants alternatifs	2, 3
E. Juillard — 8° C.I.G.R.E., 1935, N° 151 — Contribution expérimentale à l'étude de l'allure de rétablissement de la tension après rupture d'un court-circuit de réseau dans les interrupteurs à courant alternatifs ..	2
E. Juillard — 9° C.I.G.R.E., 1937, N° 139 — Contribution à l'étude du rétablissement de la tension après rupture d'un court-circuit de réseau dans les interrupteurs à courant alternatif	2
E. Juillard — 10° C.I.G.R.E., 1939, N° 136 — Enquête sur les stations à grande puissance pour l'essai des interrupteurs à courants alternatifs	9
V. Karapetoff — Tr. A.I.E.E., 1925, p. 403 — Initial and sustained short-circuit in synchronous machines	1
W. Kaufmann — E.T.Z., 1930, p. 895 — Schaltleistung und Schaltarbeit ...	2, 3
W. Kaufmann — E.T.Z., 1938, p. 553, 580 (1315) — Die neuen Pruefvorschriften fuer Hochleistungsschalter	10; 11
W. Kaufmann — E.T.Z., 1939, p. 241 — Die Loeschung von Lichtbogenkurzschlüssen durch kurzeitiges Abschalten	8
R. Kempe — R.G.E., 1935, t. 37, p. 739 — Le laboratoire d'essais de court-circuit et à haute tension des usines de la A.S.E.A.	9
K. Kesl — R.G.E., 1931, t. 30, p. 829 (abs. Bull. A.S.E., 1931, p. 105) — Nouveaux contacts pour appareils électriques à forte intensité	4
F. Kesselring — E.T.Z., 1930, p. 499 — Der Expansionsschalter	6
F. Kesselring — 7° C.I.G.R.E., 1933, N° 32 — Disjoncteurs sans huile et à faible contenance d'huile	6
F. Kesselring — E.T.Z., 1937, p. 195 — Expansionsschalter. Synchronschalter	3, 6
F. Kesselring — 8° C.I.G.R.E., 1935, N° 131 — La fréquence propre et le pouvoir de coupure des disjoncteurs à grande puissance	2, 10
F. Kesselring — R.G.E., 1931, t. 29, p. 1020 — Le disjonctuer à expansion. Un nouveau disjoncteur à haut pouvoir de coupure, sans huile	6
F. Kesselring — Rev. El., Buenos Aires, 1942, p. 23 (abs. E.T.Z., Junio 6, 1940) — Interruptores de expansión	6
F. Kesselring, W. Kaufman — 10° C.I.G.R.E., 1939, N° 104 — Nouveau genre d'interrupteurs pour la coupure d'une mise à terre ou d'un court-circuit	8
L. A. Kilgore — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 1210 — Calculation of synchronous machine constants	1
L. A. Kilgore — El. Eng., 1935, p. 545 — Effects of saturation on machine reactances	1
E. W. Kimbark — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 61 — Improving stability by rapid closing of bus-tie switches	1
H. S. Kirschbaum — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 65 — Transient electrical torques of turbine generators during short-circuits and synchronizing	1
H. Kloninger — El. u. M., 1927, h. 20 — Beitrag zur Oelschalterfrage ...	4
L. Kopec — R.G.E., 1926, t. 19, p. 69 (abs. El. u. M., 1925, p. 658) — Efforts intervenant dans les sectionneurs à haute tension et les disjoncteurs dans l'huile	1, 4
J. Kopeliovitch — Bull. S.E.V., 1928 — Neuere Forschungsergebnisse ueber Vorgaenge beim Schalter unter Oel	4, 5
J. Kopeliovitch — E.T.Z., 1928, p. 676 — Oelschalterversuche	4
J. Kopeliovitch — R.G.E., 1928, t. 24, p. 625 — A propos de la normalisation internationale des interrupteurs dans l'huile: définition du pouvoir de coupure	10, 11
J. Kopeliovitch — R.G.E., 1930, t. 27, p. 251, 291 — Contribution expérimentale au problème des interrupteurs dans l'huile	4, 9
J. Kopeliovitch — R.G.E., 1932, t. 31, p. 578 — A propos du pouvoir de coupure	10, 11
J. Kopeliovitch — C.I.E., 1932, Paris, t. 6 — Interrupteurs pour courant alternatif à haute tension. Evolution et état actuel	3
E. Krohne — 8° C.I.G.R.E., 1935, N° 116 — Contribution à l'étude de la fréquence de la tension de retour dans les coupures de court-circuits	2
E. Krohne, F. Kesselring — 9° C.I.G.R.E., 1937, N° 112 — Recherches faites en 1936 sur la tension de rétablissement et la rigidité diélectrique	2, 3, 9

E. Kronauer — R.B.B., 1934, p. 84 — Dispositifs de réenclenchement pour interrupteurs à ouverture automatique	8
K. Kuhlmann — R.G.E., 1917, t. 2, p. 646 — Les isolateurs à haute tension	4
J. Kuntz — R.G.E., 1939, t. 45, p. 17 — Contribution à l'étude des efforts électrodynamiques et mécaniques sur l'équipage mobile d'un disjoncteur à l'huile à haute tension	4
W. W. Kuyper — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 151 — Analysis of short-circuit oscillograms	1
J. Labouret — R.G.E., 1944 — Les interrupteurs pneumatiques; leur évolution de la rupture unique à la rupture multiple et le réenclenchement automatique après court-circuit	6
J. Labouret — Bull. S.F.E., 1946, p. 227 — Précautions à prendre lors du montage et pour l'entretien des installations d'interrupteurs pneumatiques	6
J. Labouret — R.G.E., 1945, p. 355 — Les disjoncteurs pneumatiques à moyenne tension des usines génératrices d'énergie électrique	6
J. Labouret — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 128 — Le phénomène du refoulement de l'arc électrique et la limite thermodynamique du pouvoir de coupure des interrupteurs pneumatiques	6
B. Lacaze — R.G.E., 1936, t. 39, p. 19 — La technique actuelle des interrupteurs à haute tension, sans huile ou à faible volume d'huile	6
C. M. Laffoon — Tr. A.I.E.E., 1924, p. 356 — Short-circuit on alternating current generator	1
P. Lagoutte — Bull. S.F.E., 1945, p. 169 — Essais sur réseau en vue des applications du réenclenchement ultra-rapide des disjoncteurs	8
R. Langlois - Berthelot — Bull. S.F.E., 1946, p. 85 — L'excitation rapide des machines synchrones. Essai de mise au point	1
H. A. Langstaff, B. P. Baker — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 188 — A vertical flow compressed air circuit breaker and its application on a 132 kV power system	6
A. Latour — Bull. S.F.E., 1946, p. 217 — Le développement du disjoncteur pneumatique à soufflage radial	6
J. Le Bidois — R.G.E., 1925, t. 17, p. 17 — La protection contre les court-circuits	1, 14
Ch. Ledoux — R.G.E., 1926, t. 20, p. 483 — A propos d'essais sur interrupteurs à résistance de choc	4
W. M. Leeds — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 85 — A high power oilless circuit interrupter using water	6
J. Leland Myer — Tr. A.I.E.E., 1933, p. 250 — New studies of the arc discharge	3
A. K. Leuthold — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 869 — Design and operation of high voltage axial air-blast circuit breakers	6
L. J. Linde, E. B. Rietz — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 543 — A pneumatic mechanism for outdoor oil circuit breaker	7
L. J. Linde, B. W. Wyman — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 140 — A magnetic type air circuit breaker for 15 kV service	6
L. J. Linde, B. W. Wyman — Tr. A.I.E.E., 1946, p. 386 — The development, design and performance of magnetic type power circuit breakers	6
H. J. Lingal, H. L. Cole, T. R. Watts — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 269 — Oil impregnated paper high-voltage condenser bushings for circuit breakers and transformers	4
G. Longue — R.G.E., 1922, t. 11, p. 359 — Note sur la mesure des vitesses de rupture dans les interrupteurs à l'huile	9
H. C. Louis, C. T. Sinclair — Tr. A.I.E.E., 1923, p. 271 — Effect of high current on disconnecting switches	1
H. C. Louis, A. F. Bang — Tr. A.I.E.E., 1922, p. 640 — Baltimore oil circuit breaker tests	9
W. Luchsinger — R.B.B., 1942, p. 196 — La coupure de faibles courants avec le disjoncteur pneumatique ultra-rapide	6, 3
L. R. Ludwig, B. P. Baker — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 217 — Vertical flow outdoor compressed air breaker	6

L. R. Ludwig, W. M. Leeds — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 119 — A multiorifice interrupter for high voltage oil circuit breakers	5
L. R. Ludwig, R. H. Nau — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 518 — Magnetic deion breaker	6
L. R. Ludwig, H. R. Rawlins, B. P. Baker — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 528 — New 15 kV pneumatic circuit interrupter	6
L. R. Ludwig, M. H. Wilcox, B. P. Baker — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 235 — A 2500 MVA compressed air powerhouse breaker	6
K. B. Mac Eachron — El. Eng., 1934, p. 1633 — Multiple lightning strokes ..	8
J. B. Mac Neill — Tr. A.I.E.E., 1922, p. 653 — Oil circuit breakers at Baltimore	4
J. B. Mac Neill — Tr. A.I.E.E., 1924, p. 629 — High voltage oil circuit breaker tests, Alabama Power Company System	4
J. B. Mac Neill — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 793 — Improvements in moderate capacity oil circuit breakers	4, 5
J. B. Mac Neill — Tr. A.I.E.E., 1938, p. 510 — Multiple lightning strokes ..	8
J. B. Mac Neill, W. B. Batten — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 49 — High capacity circuit breaker testing station	9
J. B. Mac Neill, A. W. Hill — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 427 — Multiple grid breakers for high voltage service	5
J. B. Mac Neill, R. M. Spurck — R.G.E., 1928, t. 23, p. 206 (abs. C.E.I., Bellagio, 1927) — L'état actuel des spécifications des disjoncteurs	10
G. D. McCann, J. J. Clark — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 45 — Dielectric recovery characteristics of large air gaps	3
G. D. McCann, C. E. Warren, H. E. Criner — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 51 — Determination of transient shaft torques in turbine generators by means of electrical-mechanical analogy	1
L. Maggi — 9 ^e C.I.G.R.E., 1937, N° 119 — Contribution à l'étude des règles de la C.I.E. pour les disjoncteurs à courant alternatif	10
A. Magrini — R.G.E., 1929, t. 26, p. 536 — Suppression des explosions d'huile dans les interrupteurs par emploi de gaz neutres au-dessus du liquide ..	4
L. A. March, S. B. Crary — El. Eng., 1935, p. 378 — Armature leakage reactance of synchronous machines	1
S. Margoules, E. H. Hubert — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 105 — Le réenclenchement ultra-rapide des disjoncteurs	8
Masson, Chappée, Morisseau — Bull. S.F.E., 1946, p. 285 — Exposé des exploitants sur les disjoncteurs à l'huile	6
H. Mathieu — R.G.E., t. 18, p. 783 — Les commandes électriques des disjoncteurs dans l'huile	7
A. Mauduit — R.G.E., 1926, t. 19, p. 937, y 1926, t. 20, p. 865 — A propos d'essais sur des interrupteurs à résistance de choc	4
E. Maury — R.G.E., 1944, p. 79 — L'extinction des arcs dans le réenclenchement ultra-rapide monophasé sur les lignes à 220 kV	8
E. Maury — Bull. S.F.E., 1945 — Expériences en laboratoire sur l'extinction d'arcs dans des conditions correspondant au réenclenchement ultra-rapide monophasé	8, 9
O. Mayr — 10 ^e C.I.G.R.E., 1939, N° 121 — Disjoncteurs à haute tension à action rapide et leur emploi pour la coupure et réenclenchement ultra-rapides	8
J. M. Meek — J.I.E.E., 1942, part I, p. 335 — The electric spark in air	3
A. W. Metcalf — R.G.E., 1939, t. 45, p. 124 (abs. BEAMA J., 1937, p. 169) — L'effet de doublage et son application aux essais en court-circuit ..	1
H. Michener — Tr. A.I.E.E., 1923, p. 1015 — High voltage switches, bushings, lightning arresters	4
A. R. Miller, W. S. Weill, Jr. — El. Eng., 1937, p. 1268 — Alternator short-circuit currents under unsymmetrical terminal conditions	1
M. Mollet — R.G.E., 1928, t. 24, p. 677 — Une construction rationnelle des bornes à haute tension en silice pure fondue	4
A. Monchamps — R.G.E., 1932, t. 32, p. 811 — Méthodes d'essais des interrupteurs dans l'huile	9

A. Monchamps — Bull. S.F.E., 1939, p. 718 — Une réalisation nouvelle dans la construction des disjoncteurs à faible volume d'huile, et le réenclenchement rapide	6, 8
L. M. Moore, B. O. Watkins — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 531 — Experience with oil circuit reclosers on R.E.A. system	8
S. D. Moreton — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 581 — A simple method for the determination of bushing current transformer characteristics	4
A. Morris — Cassie — 10 ^e C.I.G.R.E., 1939, N° 102 — Théorie nouvelle des arcs de rupture et de la rigidité des circuits	3
J. R. Mortlock — J.I.E.E., 1945, part II, p. 562 — The evaluation of restriking voltages	2
J. Mosebach — R.G.E., 1936, t. 39, p. 521 — Interrupteurs à expansion à très haute tension	6
J. Mosebach — R.G.E., 1937, t. 41, p. 433 — La commande pneumatique des interrupteurs et sectionneurs	7
S. Norberg — R.G.E., 1927, t. 22, p. 638 (abs. A.S.E.A.J., 1927, p. 28) — La formation de l'arc et les caractéristiques de rupture des disjoncteurs	3
S. Norberg — R.G.E., 1928, t. 23, p. 205 (abs. C.E.I., Bellagio, 1927) — La spécification et les essais des interrupteurs et disjoncteurs	10
W. B. Nottingham — Tr. A.I.E.E., 1923, p. 302 — A new equation for the static characteristic of the normal electric arc	3
G. Oehman — Bol. A.S.E.A., 1939, p. 2 — La cámara de contracción A.S.E.A. para interruptores de alta tensión	6
F. Ollendorf — E.T.Z., 1930, p. 194, 238, 269 — Praktische Methode zur Berechnung des Dauerkurzschlussstroms einfach gespeister Netze	14
E. Ortensi — Elca, 1938, p. 646 — Evolversi delle funzioni e requisiti tecnici dei moderni interruttori di circuito di media e grande capacità. Criteri per la scelta	3, 14
P. Pagnon — R.G.E., 1931, t. 30, p. 589 — Pouvoir de coupure: définitions et résultats expérimentaux des diverses méthodes de calcul	10, 11
P. Pagnon — R.G.E., 1932, t. 31, p. 578 — A propos du pouvoir de coupure ..	10, 11
G. Paillet — R.G.E., 1938, t. 43, p. 381 — Les essais indirects des interrupteurs à courants alternatifs	9
R. H. Park — G.E.R., 1928, p. 332 — Definition of an ideal synchronous machine and formula for the armature flux linkages	1
R. H. Park — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 716 — Two reaction theory of synchronous machines, I	1
R. H. Park — Tr. A.I.E.E., 1933, p. 352 — Two-reaction theory of synchronous machines. Part II	1
R. H. Park, E. H. Bencker — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 170 — System stability as a design problem	1
R. H. Park, B. L. Robertson — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 514 — The reactance of synchronous machines	1
R. H. Park, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 204 — Circuit breaker recovery voltages	2
W. W. Parker, H. A. Travers — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 119 — Reclosing of single tie lines between systems	8
A. Parrini — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 139 — Résultats de quelques années de fonctionnement d'une installation de distribution à haute tension munie de réenclenchement "instantané" des disjoncteurs de ligne	8
R. Paxton, H. E. Strang — R.G.E., 1934, t. 35, p. 666 (abs. G.E.R., 1933, p. 524) — Construction des contacts actifs dans les disjoncteurs modernes	4
H. Pearce, T. T. Evans — R.G.E., 1933, t. 33, p. 503 (abs. J.I.E.E., 1932, t. 71, p. 703) — Notes relatives à la réalisation et aux caractéristiques des interrupteurs dans l'huile	3, 9
Á. Perrin, L. Roche — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 141 — Interrupteurs et protections selectives pour le réenclenchement ultra-rapide dans les réseaux à très haute tension	8
L. Perrin — R.G.E., 1944, p. 15, 151 — Influence du réenclenchement ultra-rapide sur la stabilité des grands réseaux de transport d'énergie électrique	8

L. Perrin — R.G.E., 1945, p. 17 — Influence du réenclenchement rapide "phase par phase" sur la stabilité des grands réseaux de transmission d'énergie électrique	8
P. Perrochet, J. Kopeliovitch — 7 ^e C.I.G.R.E., 1933, N° 118 — Etat actuel de la technique des disjoncteurs pour courants alternatifs à haute tension sans huile ou à faible quantité d'huile	6
F. Perrotti — Elca, 1930, p. 453 — Interruttori in gas a mobilità ionica ridotta	3
F. Petermichl — R.G.E., 1938, t. 44, p. 700 (abs. El. u. M., 1938, p. 286) — Disjoncteurs sans huile à autocompression	6
F. Petermichl — E.T.Z., 1940, p. 1162 — Druckgasschalterbau in Schweiz ..	6
A. J. A. Peterson — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 646 — Improvement in construction of condenser bushings	4
H. A. Peterson — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 405 — Power system voltage recovery characteristics	2
R. E. Pierce, R. E. Powers, E. C. Stewart, G. E. Heberlein — El. Eng., 1936, p. 1120 — Carrier relaying and rapid reclosing at 110 kV	8
E. J. Poitras, H. P. Kuehni, W. F. Skeats — El. Eng., 1935, p. 170 — Oil circuit breaker and voltage recovery tests	2, 5, 9
A. H. Pollard — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 136 — Utilisation de la commutation sans résistance dans la coupure des circuits de haute tension	3
A. A. Pollitt — J.I.E.E., 1943, part II, p. 15 — Mineral oils for transformer and switchgear	4
D. C. Prince — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 506 — The oil blast circuit breaker ..	5, 6
D. C. Prince — Tr. A.I.E.E., 1932, p. 166 — The theory of oil blast circuit breakers	3, 5, 6
D. C. Prince — C.I.E., 1932, Paris, t. 6 — Principe de l'extinction des arcs par jet d'huile	3, 5, 6
D. C. Prince — El. Eng., 1935, p. 366 — Circuit breakers for Boulder Dam line	6
D. C. Prince — 8 ^e C.I.G.R.E., 1935, N° 119 — Les récents progrès des disjoncteurs à jet d'huile	5, 6
D. C. Prince — Tr. A.I.E.E., 1938, p. 155 — European switchgear developments	3, 6
D. C. Prince, A. E. Anderson — G.E.R., 1935, p. 258 — Immediate initial reclosure of oil circuit breakers	8
D. C. Prince, J. A. Henley, W. K. Rankin — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 510 — Cross air blast circuit breaker	6
D. C. Prince, W. K. Rankin — G.E.R., 1939, p. 391 — A 120000 exposures per second camera	9
H. Probst, Willieim — 7 ^e C.I.G.R.E., 1933, N° 33 — Interrupteurs à grande puissance de coupure, avec et sans huile	6
E. Pugno Vanoni, G. Someda — Elca, 1936, p. 329 — Prove degli interruttori	9
E. Pugno Vanoni, G. Someda — E.T.Z., 1939, p. 157 — Indirekte Pruefverfahren von Schaltern in Italien	9
E. Pugno Vanoni, G. Someda — 10 ^e C.I.G.R.E., 1939, N° 118 — Essais indirects des interrupteurs	9
H. Puppikofer — 9 ^e C.I.G.R.E., 1937, N° 141 — L'effet de l'arc de rupture sur l'allure de rétablissement de la tension	2
H. Puppikofer, H. Habich — 10 ^e C.I.G.R.E., 1939, N° 130 — Essais de déclenchement de transformateurs et de lignes aériennes de transport	2, 3
A. W. Rankin — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 569, 839 — Per unit impedances of synchronous machines	1
A. W. Rankin — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 861 — The direct and quadrature axis equivalent circuits of the synchronous machine	1
W. K. Rankin, R. M. Bennett — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 193 — Conserved pressure air blast circuit breaker	6
H. L. Rawlins, J. M. Wallace — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 1021 — An automatically reclosing breaker	8
J. C. Rea — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 987 — Application of wound type current transformer installed in high voltage oil circuit breaker tanks	4

Reglas:

- Alemanas:** V.D.E. 667, 1937 — Regeln fuer Wechselstrom-Hochspannungsgeraete-Modificaciones: E.T.Z. 1940, febrero 22, y 1941, enero 23
- de Estados Unidos:** A.I.E.E. Standards N° 19, 1938 — Oil circuit breakers
A.S.A. C 37, 4-9, 1941 — Proposed American Standard. Alternating-current power circuit-breakers, including proposed American recommended practices
A.S.A. C 37, 4-9, 1940 — American Standards for alternating-current power circuit-breakers
N.E.M.A. N° 46-116, 1946 — Power circuit breaker standards
- Francesas:** U. S. E. 22 — 1934 — Regies d'établissement des interrupteurs à coupure dans l'huile pour courant alternatif et pour tensions égales ou superiores à 1000 V
U. S. E. 22 — 1942 — Règles d'établissement des interrupteurs et disjoncteurs pour courant alternatif et pour des tensions égales ou superiores à 1000 V
(Estas reglas, de las cuales solo nos enteramos al terminarse la impresión, no han sido consideradas).
- Inglesas:** B.S.I., N° 116, 1937 — British Standard Specification for oil circuit-breakers, oil switches and oil isolating switches, for alternating current circuits. Part I: Three-phase oil circuit-breakers with breaking-capacity ratings up to 500 MVA., single-phase oil circuit-breakers, oil-switches, and oil isolating switches. Part II: Three-phase oil circuit-breakers with breaking-capacity ratings above 500 MVA.
- Internacionales:** C.E.I., N° 56, 1937 — Règles de la C.E.I. pour les disjoncteurs à courant alternatif
- O. Renner** — R.G.E., 1936, t. 40, p. 62 — (abs. E.T.Z., 1935, p. 1153) — Nouvel interrupteur synchrone 9
- J. Rezelman, K. Langlois - Bertinot** — 8° C.I.G.R.E., 1939, N° 152 — La station "Charleroi - Jeumont" pour l'essai des disjoncteurs à grand pouvoir de coupure 9
- B. L. Robertson** — El. Eng., 1935, p. 700 — Tests on armature resistance of synchronous machines 1
- T. A. Rogers** — El. Eng., 1935, p. 700 — Test value of armature leakage reactance 1
- J. W. Roper** — Tr. A.I.E.E., 1927, p. 874 — Experimental measurements of mechanical forces in electric circuits 1
- A. Roth** — R.G.E., 1929, t. 25, p. 45 — La station d'essais Dene 9
- A. Roth** — C.I.E., 1932, Paris, t. 6 — Disjoncteurs à haute tension pour courant alternatif. Leur fonctionnement et leur construction 3
- H. Rüdenberg** — Kurzschlussstrom bei Betrieb von Grosskraftwerken — Berlin 1929, J. Springer 1
- R. Rüdenberg** — W. V. Siemens K., 1929, h. 3 — Der Einfluss des Netz-widerstandes auf den Dauerkurzschlussstrom von Wechselstrom-generatoren 1
- R. Rüdenberg** — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 1031 — Performance of traveling waves in coils and windings 2
- R. Rüdenberg** — J. A. Phys., 1940, v. 11, p. 669 — Electric oscillations and surges in subdivided windings 2
- R. Rüdenberg** — J.F.I., 1941, v. 231, p. 157-269 — Natural frequencies of three phase windings 2
- R. Rüdenberg** — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 297 — Saturated synchronous machines under transient conditions in the pole axis 1
- A. van Ryan** — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 261 — Improved fault protection for rural distribution systems 8
- H. P. Saint Clair, J. A. Adams** — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 666 — Transient recovery voltage characteristics of electric power systems 2
- J. Saint Germain** — R.G.E., 1923, t. 14, p. 405 — Pouvoir de coupure des interrupteurs à l'huile 4, 5
- J. Saint Germain** — Rev. E. M., 1932, N° 21, p. 31 y N° 22, p. 27 — Les disjoncteurs pour la haute tension 3, 4, 5
- J. Saint Germain** — Rev. E. M., 1934, N° 33, p. 24 y N° 34, p. 11 — Les interrupteurs modernes à haute tension 5, 6

J. Saint Germain — Bull. S.F.E., 1938, p. 63 — Quelques réalisations récentes en matière d'appareils de coupure des courants à haute tension	6, 7
J. Saint Germain — R.G.E., 1939, t. 46, p. 381 — Les fusibles et les disjoncteurs ultra-rapides à courant continu et à courant alternatif à basse tension	2
J. Saint Germain — Bull. S.F.E., 1945, p. 379 — Le problème des disjoncteurs pour réseaux de distribution de tensions moyennes au point de vue des constructeurs	14
J. Saint Germain, J. Ricalens — 7 ^e C.I.G.R.E., 1938, N° 15 — Note sur les disjoncteurs à haute tension dans le cas particulier d'un faux couplage	14
L. Saudicœur — R.G.E., 1934, t. 35, p. 815 — Nouveaux interrupteurs à haute tension et très petit volume d'huile	6
L. Saudicœur — R.G.E., 1934, t. 36, p. 241 — La coupure en charge des courants à haute tension au moyen des interrupteurs automatiques ..	6
G. Scarpa — Elca, 1938, p. 362 — Risultati di prove a grande potenza su interruttori italiani	6
T. W. Schroeder — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 696 — The cause and control of some types of switching surges	2
T. W. Schroeder, E. W. Boehne, J. W. Butler — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 821 — Tests and analysis of circuit breaker performance switching large capacitor banks	2
A. C. Schwager — R.G.E., 1932, t. 31, p. 499 (abs. J.A.I.E.E., 1930, p. 826) — Calcul mécanique des interrupteurs	4
A. C. Schwager — El. Eng., 1934, p. 1108 — The expulsion oil circuit breaker	5
A. C. Schwager — El. Eng., 1937, p. 968 — The ultra high-speed reclosing expulsion oil circuit breaker	5, 8
A. C. Schwager — Tr. A.I.E.E., 1944, p. 784 — Tests of 230 kV high-speed reclosing oil circuit breaker	8
A. Schwaiger — R.G.E., 1924, t. 15, p. 326 (abs. El. Betr., 1923, p. 185) — Calcul des isolateurs de traversée du type condensateur	4
F. Scoumanne — R.G.E., 1917, t. 2, p. 215, 255 — Note sur la protection des centrales de grande puissance contre les effets destructifs des court-circuits	3
R. V. Shepherd, C. E. Kilbourne — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 684 — The quadrature synchronous reactance of salient pole synchronous machines ..	1
R. C. van Sickle — El. Eng., 1935, p. 178 — Breaker performance studied by cathode ray oscillograms	2, 3
R. C. van Sickle — El. Eng., 1937, p. 1018 — Capacitance control of voltage distribution in multibreak breakers	5
R. C. van Sickle — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 397 — Influence of resistance on switching transients	2
R. C. van Sickle — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 882 — Power circuit breaker ratings	10
R. C. van Sickle — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 804 — Transient recovery voltages and circuit breaker performance	2, 14
R. C. van Sickle, W. E. Berkey — Tr. A.I.E.E., 1933, p. 850 — Arc extinction phenomena in high voltage circuit breakers	2, 3
R. C. van Sickle, W. M. Leeds — Tr. A.I.E.E., 1932, p. 177 — Recent developments in arc rupturing devices	5
W. Siemer — E.T.Z., 1941, p. 45 — Ueber die Fehler beim Messen grosser Stossstroeme, mit Hilfe induktivitaetsarmer Messwiderstaende und Kathodenstrahloszillograph	9
E. F. Sixtus, W. R. Nodder — El. Eng., 1937, p. 180 — A new service restorer	8
W. F. Skeats — El. Eng., 1936, p. 710 — Special tests on impulse circuit breakers	9
W. F. Skeats, E. B. Rietz — Tr. A.I.E.E., 1946, p. 224 — A new line of high voltage outdoor tank type oil circuit breakers	5
W. F. Skeats, W. R. Saylor — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 111 — High capacity "hydroblast" circuit breaker	6
J. Slepian — R.G.E., 1927, t. 21, p. 803 (abs. J.A.I.E.E., 1926, p. 930) — Température d'un contact et sa corrélation avec les problèmes concernant l'interruption d'un courant	3

J. Slepian — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 1398 — Extinction of an a-c arc	3
J. Slepian — Tr. A.I.E.E., 1929, p. 523 — Theory of the deion circuit breaker	6
J. Slepian — Tr. A.I.E.E., 1930, p. 56 — Flames from electric arcs	3
J. Slepian — Tr. A.I.E.E., 1930, p. 421 — Extinction of a long a-c arc	3
J. Slepian — C.I.E., 1932, Paris, t. 6 — L'arc électrique dans les interrupteurs	3
J. Slepian — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 162 — Displacement and diffusion in arc extinction	3
J. Slepian, T. E. Browne Jr. — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 823 — Photographic study of a-c arcs in flowing liquids	3
J. B. Smith, C. N. Weygandt — El. Eng., 1937, p. 1149 — Double line to neutral short-circuit of alternator	1
P. F. Soper — BEAMA J., 1945, p. 303, 341 — A review of a-c network analysers	14
R. W. Sorensen, H. E. Mendenhall — Tr. A.I.E.E., 1926, p. 1102 — Vacuum switching experiments	3
G. Souben — R.G.E., 1927, t. 22, p. 665 — Etude des efforts électrodynamiques qui peuvent ouvrir un sectionneur	1, 4
Ph. Sporn, I. W. Gross — El. Eng., 1937, p. 715 — Insulation coordination	3
Ph. Sporn, I. W. Gross — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 591 — Rationalization of transmission system insulation strength	3
Ph. Sporn, J. H. Kinghorn — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 106 — L'efficacité du réenclenchement ultra-rapide	8
Ph. Sporn, C. A. Muller — Tr. A.I.E.E., 1939, p. 625 — Experience with ultra high-speed reclosing of high voltage lines	8
Ph. Sporn, C. A. Muller — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 241 — Five years' experience with ultra high-speed reclosing of high voltage transmission lines	8
Ph. Sporn, C. A. Muller — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 225 — Nine years' experience with ultra high-speed reclosing of high voltage transmission lines	8
Ph. Sporn, D. C. Prince — El. Eng., 1937, p. 81 — Ultra high-speed reclosing on transmission lines	8
Ph. Sporn, H. P. Saint Clair — Tr. A.I.E.E., 1927, p. 289 — Tests on high and low voltage oil circuit breakers	4, 5
Ph. Sporn, H. P. Saint Clair — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 498 — Oil circuit breaker tests — Philo 1930	4, 5
Ph. Sporn, H. P. Saint Clair — Tr. A.I.E.E., 1938, p. 696 — Tests on and performance of a high-speed multibreak 138 kV oil circuit breaker ..	5
Ph. Sporn, H. P. Saint Clair — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 401 — Field tests and performance of heavy duty high-speed 138 kV circuit breakers, oil and air blast	9
Ph. Sporn, H. E. Strang — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 1 — Field tests and performance of a high speed 138 kV air blast circuit breaker	6, 9
E. E. Spracklen, D. E. Marshall, P. D. Langguth — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 684 — Condenser type bushing	4
R. M. Spurck — Tr. A.I.E.E., 1932, p. 171 — Practical application of the oil blast principle of circuit interruption	5
R. M. Spurck, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1933, p. 832 — Interrupting capacity tests on circuit breakers	9
R. M. Spurck, H. E. Strang — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 513 — Circuit breaker field tests on standard and oil-blast explosion chamber oil circuit breakers	5
R. M. Spurck, H. E. Strang — Tr. A.I.E.E., 1938, p. 705 — A new multibreak interruptor for fast-clearing oil circuit breakers	5
H. Stauffer — R.G.E., 1926, t. 19, p. 63 — Contribution à l'étude des isolateurs de traversée	4
G. Stern — E.T.Z., 1916, p. 289 — Nicht brennbares Schalteroel	3, 5
G. Stern, J. Biermanns — E.T.Z., 1916, p. 617, 635 — Oelschaltversuche	4, 5, 9
E. C. Stone — Tr. A.I.E.E., 1925, p. 750 — The oil circuit breaker situation from an operator's view point	4, 5
H. E. Strang, A. C. Boisseau — Tr. A.I.E.E., 1940, p. 522 — High capacity air blast circuit breaker	6

H. E. Strang, W. F. Skeats — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 100 — Field tests on high capacity air blast station type circuit breakers	6, 9
C. G. Suits — G.E.R., 1939, p. 432 — Heat transfer methods in arc interruption	3
S. Teszner — Bull. S.F.E., 1946, p. 61 — Sur le mécanisme physique de l'étincelle	3
S. Teszner — Bull. S.F.E., 1946, p. 395 — Les contraintes de disjoncteurs en fonctionnement sur les réseaux et dans les essais des laboratoires ..	9
S. Teszner, L. Gorjup — 9 ^e C.I.G.R.E., 1937, N° 131 — Les moyens modernes d'investigation et le développement de la technique des appareils d'interruption	9
S. Teszner, L. Gorjup — 10 ^e C.I.G.R.E., 1939, N° 127 — Sur l'interdépendance des conditions du rétablissement de la tension et de la régénération diélectrique de l'intervalle de l'interruption	2
A. Thibaudat — Bull. S.F.E., 1946, p. 279 — Un nouveau disjoncteur à 220 kV, 3500 MVA	6
A. Thibaudat, J. de Saegher — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 124 — Les interrupteurs à faible volume d'huile et le problème du réenclenchement rapide ..	6
W. A. Thomas — El. Eng., 1936, p. 1378 — Negative sequence reactance of synchronous machines	1
H. Thommen — R.B.B., 1939, p. 55 — Disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides pour le montage en plein air et pour les tensions très élevées ..	6
H. Thommen — R.B.B., 1940, p. 84 — Réduction des interruptions de service des réseaux par réenclenchement rapide automatique ou par des parafoudres tubulaires	8
H. Thommen — R.B.B., 1941, p. 138 — Le développement récent du disjoncteur pneumatique ultra-rapide	6, 8
H. Thommen — R.B.B., 1941, p. 292 — Disjoncteur ultra-rapide à courant alternatif à pouvoir de coupure très élevé, pour très hautes tensions ..	6
H. Thommen — R.B.B., 1942, p. 336 — Le soufflage de l'arc dans les disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides à un ou plusieurs contacts de coupure ..	6
H. Thommen — R.B.B., 1944, p. 141 — Le perfectionnement des disjoncteurs ultra-rapides d'intérieur	6
H. Thommen — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 109 — Problèmes relatifs à la coupure de courants alternatifs à très haute tension jusqu'à 400 kV	3
A. W. Thompson, J. C. Wood Mallock — J.I.E.E., 1943, part II, p. 35 — The manufacture and testing of oils and oil-rosin saturants for use in electrical equipment	4
J. Tlogan, J. H. Miles — Tr. A.I.E.E., 1941, p. 1012 — Factors contributing to improving electric service by means of high speed switching and utilization of stored energy	8
Ph. Torchio — Tr. A.I.E.E., 1921, p. 61 — High current tests on high tension switchgear	4, 6, 9
G. F. Tracy, W. F. Tice — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 70 — Measurements of the subtransient impedances of synchronous machinery	1
J. J. Trainor, J. E. Hobson, H. N. Muller Jr. — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 81 — High speed single pole reclosing	8
G. T. Tretjak, G. G. Schretz — 8 ^e C.I.G.R.E., 1935, N° 112 — Rigidité diélectrique de l'air sous pression	3
E. E. Tugby — Tr. A.I.E.E., 1942, p. 889 — A new single pole service restorer	8
P. Veaux, S. Dmitrieff — Rev. E.M., 1937, N° 56, p. 1 — Un nouvel interrupteur à faible volume d'huile pour tensions jusqu'à 17500 V	6
E. Vedovelli — R.G.E., 1923, t. 13, p. 7, 53 — La sélection	1, 14
O. B. Vikoren — Tr. A.I.E.E., 1946, p. 768 — Application ratings of indoor power circuit breakers	14
C. Villiers, H. Caillez, Masson, H. Josse, R. Maillard — Bull. S.F.E., 1946, p. 234 — Exposé des exploitants sur les disjoncteurs à air comprimé ..	6
M. Vogelsang — E.T.Z., 1916, p. 153 — Ueber den Ersatz des Oeles durch Benzinoform bei Hochspannungsschaltern	3, 5

E. Vogelsanger — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 119 — Etude des courants et des tensions maxima pouvant solliciter un disjoncteur dans un réseau monophasé ou polyphasé lors de la coupure des court-circuits	3
E. Vogelsanger — 11 ^e C.I.G.R.E., 1946, N° 121 — Recherches sur l'extinction de l'arc dans les disjoncteurs à faible volume d'huile	6
F. H. Wallenborn — R.G.E., 1934, t. 35, p. 757 — Appareillage de contrôle à distance du fonctionnement des interrupteurs	7
W. Walty — R.B.B., 1935, p. 199 — Le disjoncteur pneumatique ultra-rapide Brown - Boveri	6
W. Wanger — R.B.B., 1939, p. 179 — La protection contre les surtensions et la coordination de l'isolement	3
W. Wanger — Bull. S.E.V., 1939 — Die Wiederkehrende Spannung bei Abschaltungen mit Hochspannungsschaltern	2
W. Wanger, J. K. Brown — R.B.B., 1937, p. 283 — Calcul des oscillations de la tension de rétablissement après court-circuit	2
L. H. Welch — J.I.E.E., 1943, part II, p. 29 — Maintenance of insulating oils in the field	4
F. Werthmann — R.B.B., 1936, p. 215 — Le disjoncteur à convecteur en exploitation sur le réseau de la Suisse Romande	6
F. Werthmann, H. Thommen — R.G.E., 1936, t. 39, p. 755 — Nouveaux interrupteurs à haute tension; leur rôle dans la stabilité des réseaux ..	1, 6
W. B. Whitney, L. Gosland — 9 ^e C.I.G.R.E., 1937, N° 310 — Etude par l'oscillographe à rayons cathodiques des tensions transitoires de réamorçage sur les réseaux anglais à haute tension	2, 9
H. M. Wilcox, D. C. Harker — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 141 — Compressed air breaker in a-c railway service	6
H. M. Wilcox, W. M. Leeds — El. Eng., 1936, p. 626 — Circuit breakers for Boulder Dam line	5
T. W. Wilcox — BTH Act., 1943, p. 75 — Air blast circuit breakers	6
R. Wild, J. Schneider — R.B.B., 1939, p. 106 — Le disjoncteur pneumatique ultra-rapide Brown - Boveri et son importance pour la protection des réseaux	6, 8
R. Wilkins, E. A. Crellin — Tr. A.I.E.E., 1928, p. 148 — High voltage oil circuit breakers for transmission networks	4, 5
K. J. R. Wilkinson, J. R. Mortlock — J.I.E.E., 1942, part II, p. 137 — Synthetic testing of circuit breakers	9
E. A. Williams Jr., W. G. Harlow — Tr. A.I.E.E., 1943, p. 176 — The auto-blast interrupter switch	6
H. R. Woodrow — Tr. A.I.E.E., 1921, p. 55 — Present day practice limitation of oil circuit breakers	10, 12
S. W. Wright — Tr. A.I.E.E., 1931, p. 1331 — Determination of synchronous machine constants by test	1
B. W. Wyman, J. H. Keagy — Tr. A.I.E.E., 1945, p. 268 — New solenoid mechanism for magné - blast circuit breaker	7

INDICE

Capítulo I *Sobreintensidades y sus efectos.*

Págs.

1. Generalidades	1
2. Corto-circuito polifásico completo de impedancia nula en los bornes de un alternador que funciona en vacío antes del accidente	2
3. Influencia de la saturación sobre las reactancias y las constantes de tiempo empleadas en el cálculo de las corrientes de corto-circuito.....	10
4. Corto-circuito polifásico completo a través de impedancia constante en serie, en un alternador que funciona en vacío antes del accidente.....	13
5. Corto-circuito polifásico completo de impedancia nula en los bornes de un alternador que funciona en carga en el instante del defecto.....	19
6. Corto-circuito de un alternador con excitación variable.....	20
7. Corto-circuito sin contacto a tierra entre dos fases de un alternador trifásico.....	21
8. Corto-circuito de una fase de un alternador trifásico (neutro y un hilo a tierra).....	24
9. Corto-circuito simultáneo entre dos fases de un alternador trifásico y tierra.....	25
10. Comparación entre las intensidades de las corrientes de corto-circuito de un alternador trifásico según la clase de defecto....	26
11. Efectos térmicos de las corrientes de corto-circuito.....	28
12. Efectos electrodinámicos de las corrientes de corto-circuito.....	34
13. Problema de la estabilidad dinámica.....	35
14. Efectos perjudiciales del arco.....	38

Capítulo II. *Corte de los circuitos en corriente alterna.*

1. Corte en corriente sinusoidal de un circuito monofásico elemental ideal de constantes concentradas.....	40
--	----

2. Corte en corriente sinusoidal de un circuito inductivo ideal, elemental, de constantes concentradas.....	51
3. Principales diferencias entre el corte de un circuito inductivo ideal y de un circuito inductivo real.....	55
4. Tensión de restablecimiento, tensión instantánea de restableci- miento y tensiones transitorias de restablecimiento.....	56
5. Influencia de la caída de tensión en el arco sobre el corte de una corriente sinusoidal.....	58
6. Corte de una corriente que comprende una componente conti- nua y una sinusoidal de amplitud constante. Influencia de la tensión de arco.....	65
7. Tensiones de restablecimiento en los circuitos trifásicos reales elementales.....	68
8. Tensión transitoria de restablecimiento en el corte de un defec- to entre una fase y tierra de un alternador trifásico de cons- tantes concentradas. Aplicación del método de componentes simétricas.....	74
9. Oscilaciones libres en los circuitos ideales de constantes re- partidas.....	79
10. Oscilaciones libres de los circuitos reales y su influencia sobre la dificultad de corte.....	89

Capítulo III. *Problema de la aislación. Estudio del arco.* *Clasificación de los interruptores.*

1. El problema de la aislación.....	95
2. Los problemas de la protección y la coordinación de la aislación.....	102
3. La aislación en los interruptores.....	108
4. Estudio de la descarga en los gases.....	110
5. Extinción del arco en los interruptores.....	118
6. Evolución de los interruptores de alta tensión en corriente al- terna.....	127
7. Clasificación de los interruptores. Primera definición de algu- nas magnitudes características.....	133

Capítulo IV. *Estudio de las partes fundamentales comunes a diversos tipos de interruptores.*

1. Estudio de los contactos.....	141
2. Mecanismo de la transmisión del movimiento a los contactos móviles.....	151
3. Estudio del movimiento de la parte móvil.....	153
4. Los medios de aislación.....	158
5. Aceite.....	161
6. Aisladores de paso.....	162
7. Aisladores soporte y para las cámaras de extinción. Aislado- res de paso y soporte con dispositivos de medida.....	170
8. Escape.....	172

Capítulo V. Interruptores de aislación por aceite de ruptura libre y controlada.

1. Número de cubas. Disposición de los principales órganos.....	174
2. Cuba y tapa.....	183
3. Dimensionado de la cuba en los interruptores de ruptura libre	185
4. Interruptores de ruptura controlada. Generalidades.....	194
5. Interruptores de ruptura controlada sin cámara de extinción montada sobre los aisladores de paso.....	198
6. Cámaras de extinción de los interruptores de duración total de corte superior o igual a ocho ciclos.....	199
7. Cámaras de extinción de los interruptores de muy alta tensión de duración de corte de tres y cinco ciclos.....	205
8. Nota anexa: Resistencias adicionales.....	212

Capítulo VI. Interruptores de aislación por aisladores de porcelana; de aceite, agua, aire y gases sublimados.

1. Interruptores de aceite de chorro generado por la corriente a cortar, con o sin chorro auxiliar generado mecánicamente.....	215
2. Interruptores de chorro generado mecánicamente	227
3. Interruptores de agua.....	228
4. Interruptores neumáticos. Instalación de aire comprimido.....	233
5. Interruptores neumáticos de presión elevada.....	234
6. Interruptores neumáticos de presión reducida.....	241
7. Interruptores autoneumáticos	245
8. Interruptores de aire, con soplado magnético.....	246
9. Interruptores de chorro de gases sublimados.....	250

Capítulo VII. Comando de los interruptores.

1. Generalidades.....	252
2. Escapes de máximo de intensidad.....	254
3. Comando manual.....	258
4. Comando de solenoide.....	260
5. Comando de motor.....	264
6. Comando de acumulación	268
7. Comando neumático.....	269

Capítulo VIII. Reenclavamiento automático.

1. Generalidades	270
2. Reenclavamiento automático en las redes primarias de distribución	272
3. Reenclavamiento automático de las líneas de interconexión.....	276

Capítulo IX. Ensayos de interruptores.

1. Introducción	282
2. Ensayos de corte	283
3. Ensayos de cierre	288
4. Ensayos del ciclo de trabajo	289

5. Ensayo de calentamiento por la corriente nominal.....	289
6. Ensayos de sobreintensidades de corta duración admisibles.....	289
7. Ensayos dieléctricos	289
8. Ensayos de solidez mecánica	290
9. Ensayos trifásicos y sobre un solo polo	290
10. Aumento artificial del poder de corte de la instalación.....	292
11. Comparación entre la severidad de los ensayos de laboratorio y la de los efectuados en las redes	296

Capítulo X. Reglas relativas al funcionamiento normal y en corto-circuito.

1. Introducción	303
2. Definición de interruptor automático de alta tensión.....	304
3. Clasificación de los interruptores	305
4. Dominio de aplicación	308
5. Características relativas al funcionamiento en servicio normal	309
6. Valores normales de la frecuencia, de la tensión y de la corriente nominales	310
7. Corriente cortada	310
8. Tensión de restablecimiento; tensión de restablecimiento entre contactos; tensión transitoria de restablecimiento.....	312
9. Poder de corte. Poder de corte nominal.....	315
10. Corriente establecida	319
11. Poder de cierre. Poder de cierre nominal	320
12. Sobreintensidades de corta duración admisibles.....	321
13. Ciclo de trabajo. Ciclo de trabajo nominal y nominal normal	322
14. Condiciones prescritas de funcionamiento relativas a los poderes de corte y de cierre	323
15. Valores nominales normales del poder de corte.....	324
16. Duraciones relativas al funcionamiento del interruptor.....	325
17. Placa indicadora	325

Capítulo XI. Influencia de la componente continua de la corriente cortada sobre el poder de corte.

1. Introducción	327
2. Posición del problema	328
3. La componente continua en los defectos monofásicos y trifásicos	329
4. Posibilidades de un estudio teórico de la influencia de la componente continua sobre la dificultad del corte	330

Capítulo XII. Reglas relativas al calentamiento, a las distancias de aislación y a los ensayos dieléctricos, de poderes de corte y de cierre, de sobreintensidad de corta duración admisible, y de solidez mecánica.

1. Ensayo de calentamiento (Ensayo de tipo)	338
2. Determinación de la temperatura ambiente durante el ensayo	339

3. Calentamientos límites	341
4. Distancias de aislación. Ensayos dieléctricos	342
5. Influencia de la altura	342
6. Ensayos dieléctricos a la frecuencia de empleo.....	343
7. Ensayos de choque (Ensayo de tipo)	347
8. Ensayo de los poderes de corte y cierre (Ensayo de tipo).....	349
9. Ensayo de sobreintensidad de corta duración admisible (Ensayo de tipo)	351
10. Ensayo de solidez (Ensayo de tipo)	351

Capítulo XIII. Reglas relativas a los comandos.

1. Comandos	353
2. Escapes	354

Capítulo XIV. Elección del interruptor.

1. Elementos de la elección.	358
2. Las reglas y la elección del aparato.	360
3. Discusión de los puntos Aa 1 — Aa 5 del párrafo 1. Tipo de interruptor	361
4. Discusión de los puntos Ab 1 — Ab 3. Corriente, frecuencia y tensión nominales	362
5. Discusión del punto Ab 5. Poder de corte nominal. Influencia del desequilibrio de las corrientes de corto-circuito.....	363
6. Determinación de la clase de defecto que debe decidir la elección del poder de corte nominal del interruptor y corrección del valor del poder de corte basado en el defecto trifásico, en el importante caso particular de un circuito elemental inductivo	368
7. Curvas de la corriente simétrica de corto-circuito.....	377
8. Curvas de decremento	381
9. Influencia del factor de potencia del circuito cortado y de la tensión transitoria de restablecimiento sobre el poder de corte	386
10. Problema del margen de seguridad	387
11. Discusión del punto Ab 7. Poder de cierre. Corriente establecida	389
12. Discusión de los puntos Ab 8 y 8a. Sobreintensidades de corta duración admisibles	391
13. Discusión de los puntos Ab 9 y 10. Duración de apertura y duración total de corte	392
14. Discusión de los puntos Ca 4 y Cb 4. Corriente límite dinámica del escape	392
15. Discusión de los puntos Ca 5 y Cb 5. Corriente límite térmica del escape	392
Fé de erratas provisoria	393
Bibliografía.	394